

(千葉大学学位申請論文)

火災加熱を受けるアルミニウム合金構造の
崩壊温度に関する研究

2006年7月

染谷 朝幸

火災加熱を受けるアルミニウム合金構造の崩壊温度に関する研究

目 次

	ページ
1. 序論	
1.1 背景 -----	1
1.2 火災加熱を受ける構造物の崩壊温度 -----	2
1.2.1 崩壊温度 -----	2
1.2.2 崩壊温度による耐火設計 -----	5
1.2.3 崩壊温度による耐火設計の問題点 -----	14
1.3 本研究に関する既往の研究 -----	15
1.3.1 国内文献による既往の研究 -----	15
1.3.2 海外文献による既往の研究 -----	32
1.4 本研究の目的と論文構成 -----	37
2. アルミニウム合金構造材料の高温時特性	
2.1 はじめに -----	40
2.1.1 アルミニウム合金について -----	41
2.1.2 アルミニウム合金の種類と用途 -----	44
2.2 アルミニウム合金構造材料の高温時特性データ -----	46
2.2.1 合金の種類と化学成分ならびに出典 -----	46
2.2.2 高温時降伏強度に関するデータ -----	47
2.2.3 高温時ヤング係数に関するデータ -----	57
2.3 アルミニウム合金構造材料の高温時特性に関する数式化 -----	60
2.3.1 高温時ヤング係数の数式化 -----	60
2.3.2 高温時降伏強度の数式化 -----	62
2.4 まとめ -----	66
3. アルミニウム合金構造の崩壊温度算定手法	
3.1 部材の崩壊温度定式化 -----	69
3.2 引張力を受けるアルミニウム合金部材の崩壊温度 -----	71
3.3 圧縮力を受けるアルミニウム合金部材の崩壊温度 -----	72
3.3.1 全体座屈を考慮した崩壊温度 -----	72
3.3.2 局部座屈を考慮した崩壊温度 -----	76
3.4 曲げを受けるアルミニウム合金部材の崩壊温度 -----	80
3.4.1 曲げモーメントのみを受ける部材の崩壊温度 -----	80
3.4.2 曲げと軸力を受ける部材の崩壊温度 -----	82
3.5 火災加熱を受ける架構の崩壊温度算定手法 -----	83

3.6	崩壊温度の計算	93
3.6.1	事例(1) 1スパンラーメン構造物	94
3.6.2	事例(2) 多スパンラーメン構造物	97
3.7	まとめ	100
4.	アルミニウム合金構造架構の精算解による限界変形温度	
4.1	架構の熱応力弾塑性解析手法	102
4.1.1	解析手法	105
4.1.2	前提条件の検証	110
4.2	アルミニウム合金構造架構の熱応力弾塑性解析	118
4.2.1	事例(1) 1スパンラーメン構造物	118
4.2.2	事例(2) 多スパンラーメン構造物	121
4.2.2.1	3通り3階火災の場合	124
4.2.2.2	C通り1階火災の場合	127
4.2.2.3	3通り1階火災の場合	133
4.2.2.4	C通り2階火災の場合	139
4.2.2.5	3通り2階火災の場合	145
4.2.2.6	多スパンラーメン構造物の熱応力弾塑性解析のまとめ	151
4.3	まとめ	152
5.	崩壊温度と限界変形温度との比較	
5.1	事例(1) 1スパンラーメン構造物	154
5.2	事例(2) 多スパンラーメン構造物	156
5.3	まとめ	161
6.	総括	163
	謝辞	164
	既公表査読論文等一覧	165
論文要旨		
	和文	166
	英文	181
	独文	192

1. 序論

1.1 背景

アルミニウム合金を用いた建築物は、1904年オットー・ワグナー設計のウィーン郵便貯金局の玄関ホール階段などまで遡る事ができる。これ以降、構造部材としての使用例には住宅やパビリオン屋根等があるが、主に海外での使用例が多い。日本国内では、サッシュ等二次部材の使用が圧倒的に多いが、2002年に構造部材として使用できる告示（平成14年国交省告示第410号）²⁵⁾が出され、アルミニウム合金構造の建築物が増えつつある。事例写真を写真1～4に示す。

事例写真のように、日本国内では屋外工作物や住宅の用途が多く、耐火建築物を要求される規模・用途での事例が少ないのが現状である。写真の事例も耐火建築物が要求されない事例である。



写真-1 プール建屋の可動式外壁の事例（岡山）



写真-2 駅前歩廊上庇の事例（千葉）

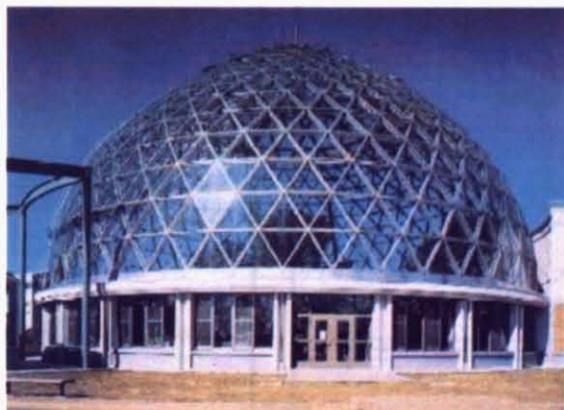


写真-3 植物園屋根の事例（秋田）

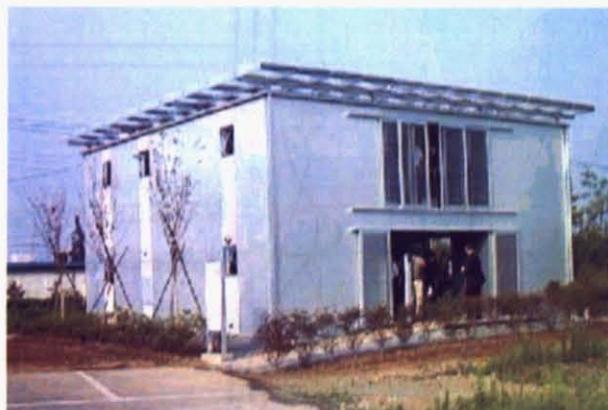


写真-4 住宅（アルミハウス）の事例（茨城）

耐火建築物の実績が少ない理由として、アルミニウム合金の融点が低いため耐火性は低いであろうという観点から、耐火性に関する研究データが少なく容易には耐火設計を行えなかったことがある。しかし、最近の研究で耐火建築物として成立させるためのデータは揃いつつあり、アルミニウム合金構造の耐火設計方法案として協会規準案²⁶⁾や告示案¹⁵⁾が出されるまでに至っている。

耐火設計も含め、設計では設計→検証→設計と反復しながら成果品として設計図や検討計算書を作成するのであるが、協会規準案・告示案は共に耐火検証が厳密詳細な方法であるために、検証に多大な時間がかかることがしばしばある。時間の問題から、あえて耐火設計を行うようなことをしないとする考え方もあり、アルミニウム合金構造耐火建築物の実績に反映しているとも考えられる。

本研究では、耐火性能検証の多大な時間浪費を解決するために、性能検証を簡潔に行うことを中心に考えた耐火性能検証法の提案を行う。つまり、アルミニウム合金構造の簡単明瞭な耐火性能検証に資するため、アルミニウム合金構造の崩壊温度を単純な文字式で算定する方法を構築することを本論の目的としている。

簡潔に検証を行うために、検証方法の骨子は「架構の崩壊温度」を算定することを考えた。「架構の崩壊温度」は力の釣合いで解くことができるため、最も簡明に算定できる方法である。また、本論では崩壊温度の算定式を手計算でも行える程度まで平易な式とすることを目標とした。

また、算定された崩壊温度が妥当性を持っていなければ意味がない。崩壊温度を算定するための基礎となる材料の高温時特性について再確認を行うと共に、算定した崩壊温度を各種実験とも整合された数値解析による結果と比較することにより、本論の妥当性を確認している。

1.2 火災加熱を受ける構造物の崩壊温度

1.2.1 崩壊温度

図 1.1 に示すように、火災加熱を受ける架構は加熱梁が熱膨張を起し、柱を外に押し出す変形が生じる。火災加熱が進展すると各部材は熱による強度と剛性の劣化が生じ、部材は終局状態に向かう。終局状態に達した部材が多数存在し、架構の崩壊モードが形成された場合、架構は崩壊状態となる。

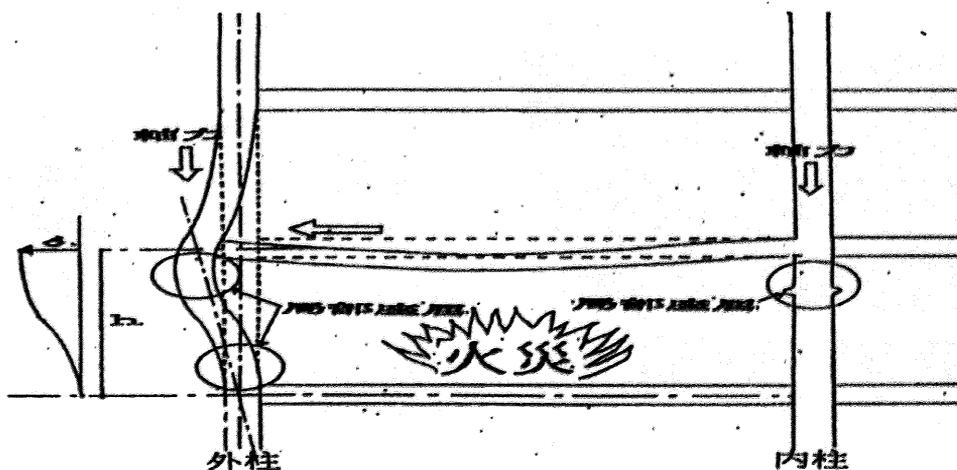
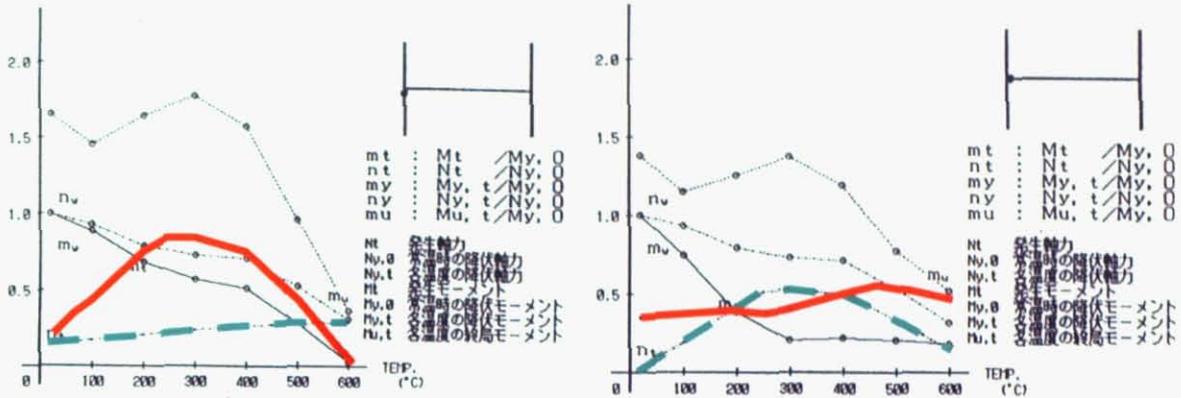


図 1.1 火災加熱を受ける架構

架構が崩壊状態となるような終局状態となる部材が多数発生した場合の事例を図 1.2 に示す。図 1.2 は柱頭と梁端部材の温度変化による発生応力の推移を表し、部材が終局状態に達する過程を表している。火災加熱初期には熱応力による影響を受ける。これは、柱頭では加熱梁伸び出しによる曲げが 200℃付近まで上昇し、梁端では加熱伸び出しによる反力として軸力が増加していることから分かる。しかし、温度が上昇するにつれ各部材は強度と剛性が劣化し、増加した熱応力による付加応力は減少し始める。柱頭では 400℃付近から曲げが、梁端では 400℃付近から軸力が減少し始めている。この架構は最終的に 600℃で崩壊モードが形成され崩壊に至っていると想定できる。この崩壊状態の 600℃付近では柱頭曲げ・梁端軸力の発生応力が消滅しつつある。

架構が崩壊状態に達する際には、火災加熱による部材の付加応力はほぼ消滅しているという関係は既に知られており¹⁶⁾、図 1.2 はこの関係を示す顕著な事例である。

付加応力の消滅という関係を用いて架構崩壊時の力の釣合いを考えると、架構にかかる荷重は長期荷重のみであることから、長期荷重による応力と熱劣化した部材の耐力が等しいという力の釣合い式が導かれる¹⁶⁾。この関係は、見かけの上では通常の塑性設計における力の釣合い式と同様な形式の式となる。



柱頭 (赤線は発生曲げモーメント、緑線は発生軸力を示す) 梁端
 図 1.2 火災加熱を受ける架構の各部材に生じる応力と温度の推移模式図

架構が崩壊に至るまでの過程を、最も単純な門型架構に梁崩壊が生じた場合を例に、通常 (常温) の場合と火災加熱を受ける場合について図 1.3 に模式図を示す。図中、 P_0 は長期荷重を示す。

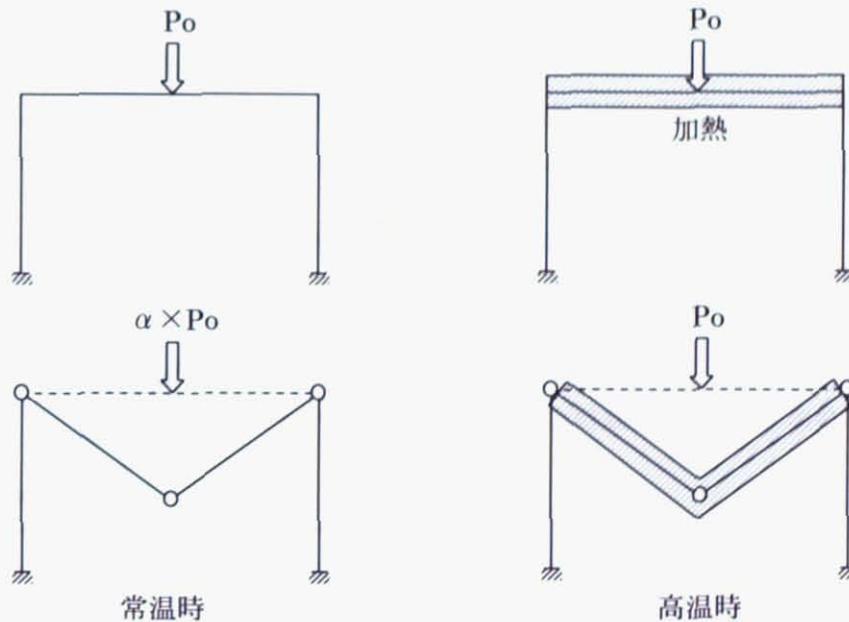


図 1.3 架構崩壊の模式図

図 1.3 下段は、常温では長期荷重が増加し、高温時では加熱により梁の熱劣化が進み、崩壊モードが形成された場合の図を示す。通常の (常温の) 塑性設計における崩壊は、長期荷重 (P_0) を係数倍した荷重 ($\alpha \times P_0$) で崩壊モードが形成されたとする。火災加熱による架構崩壊では、梁が加熱され強度と剛性が低下して崩壊モードが形成されたとする。

崩壊モードが形成された場合（図 1.3 下段）の力の釣合い式は、常温では $\alpha \times P_0$ に対する耐力で表現され、火災加熱による場合では P_0 に対する耐力で表現される。架構が崩壊系に達した場合、通常（常温）では「崩壊荷重」と表現できることにに対し、火災加熱による場合で架構が崩壊系に達した場合は「崩壊温度」で表現できる。

これを力と変形の関係（ $P-\delta$ 関係）で表現したのが図 1.4 である。常温では $\alpha \times P_0$ で架構が崩壊系に達するが、高温では熱劣化により各部材の耐力が減少して長期荷重 P_0 に等しくなった時に架構が崩壊系に達する。本論での「崩壊温度」は、「火災加熱により架構が崩壊系に達した場合の温度」を意味する。

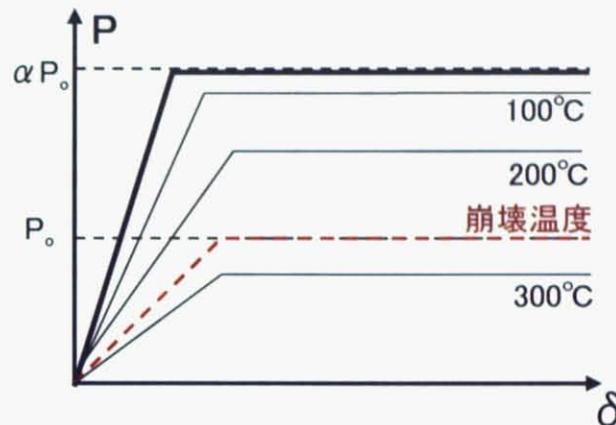


図 1.4 崩壊温度の模式図（ $P-\delta$ 関係表現による崩壊荷重と崩壊温度）

架構が崩壊系に達している場合、各部材は高温により終局耐力に達している。各部材の耐力は降伏応力度（降伏強度）に比例するため、各部材の温度による耐力低下は降伏強度と温度の関係に依存している。各部材の降伏強度と温度の関係の模式図を図 1.5 に示す。各部材の温度による終局状態は、各部材に生じる応力度が降伏強度に達した際の温度で表現される。

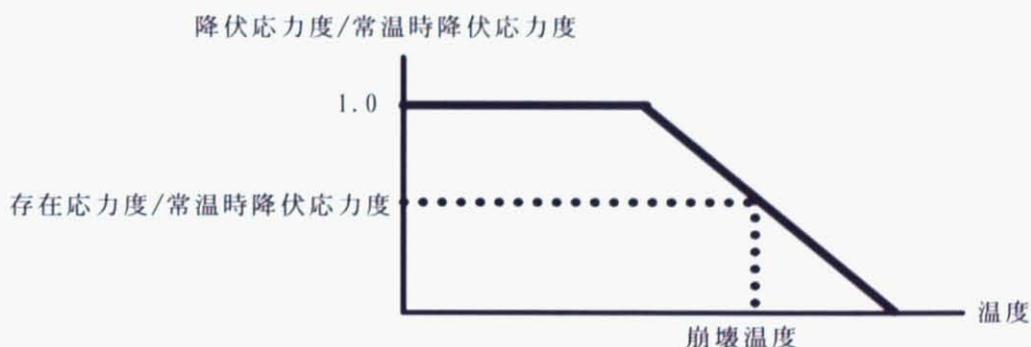


図 1.5 部材終局状態の模式図（降伏応力度低下率・温度関係）

架構の崩壊系は数種類あり、各部材の存在応力により各種の崩壊系に達する温度は異なる。各種の崩壊系による温度のうち、最も低い温度で架構は崩壊系に達するため、この最も低い温度が「架構の崩壊温度」となる。算定方法など詳細は次節に示す。

1.2.2 崩壊温度による耐火設計

この崩壊温度による耐火設計手法は鋼構造では一般的に用いられており、既に建築学会：鋼構造耐火設計指針¹⁷⁾や国土交通省告示¹⁸⁾にもなっている。一方、アルミニウム合金構造では国土交通省告示案¹⁵⁾しかない状態にある。この告示案は鋼構造の告示¹⁸⁾と同じ式を用いて、式中の物性に依存する係数を鋼からアルミニウム合金に変えたものとなっている。

一方、欧米では崩壊系を考慮した単純塑性理論に基づく評価方法を、公の設計式として提案されているものはない。（「1.3.2 海外文献による既往の研究」参照）

ここでは、崩壊温度による耐火設計の代表例として、鋼構造耐火設計指針に記載の方法の要約と、告示式も同様であるため、告示式（アルミニウム合金構造は告示案）の要約も記載する。

(1) 鋼構造耐火設計指針による方法¹⁷⁾

鋼構造耐火設計指針による方法の要約を記載する。

○分解架構と崩壊モード

火災によって昇温する部分とその周辺部分を部分架構（分解架構）として抽出する。（図 1.6）

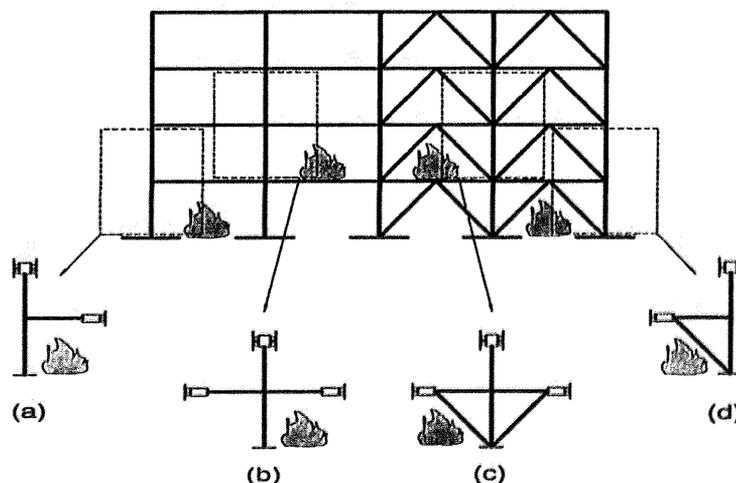


図 1.6 分解架構の抽出

この分解架構について単純塑性理論に基づく崩壊温度を求める。最も基本的な、外柱を含むラーメン架構であれば、図 1.8 の3つの崩壊モードしかなく、各崩壊モードについて崩壊温度を算定してそのうち最も低い温度が架構の崩壊温度となる。

分解架構のみを単純塑性理論に基づく崩壊温度算定のみでよい理由を指針¹⁷⁾より記す。

「周辺部材の高温部材に対する拘束は高温部材の圧縮力増加と応力再配分という得失相反する効果を同時にもたらす。多くの鋼構造骨組では後者の応力再配分能力が勝り、実質上、熱応力が架構の崩壊温度を低下させることはない。従って、より遠くまでの低温周辺部材を検討用分解架構に加えれば、架構の崩壊温度は少なくとも低下することはない。しかし、この種の周辺部材の寄与は無視するのが望ましい。この場合、分解架構が真の終局状態に至るまでに架構の過大な変形を必要とすることが多いからである。そうすれば、抽出分解架構は（図 1.6）の抽出例に見るように、おのずと必要最小限の部材数から成るはずである。」

単純塑性理論に基づく方法で崩壊温度を算定することについては、前述の 1.2.1 節で説明したように火災加熱時の付加応力が崩壊時では無視できる程度に減少することに起因しているが、指針 17) でも以下のように説明している。

「部材温度上昇と共に発生する熱応力は、さらに部材温度が上昇することによって次に発生する塑性変形とこれに対応する応力再配分の過程で漸次減少する。終局強度の観点からすると熱応力は派生的攪乱に過ぎず、多くの場合これは構造の終局強度に影響を及ぼさない。」

○崩壊モードと崩壊温度算定式

最も基本的な外柱を含む分解架構について示す。図 1.7 に示すように部材長さや部材荷重を定義すると、各崩壊モードは図 1.8 の 3 つのモードしかなく、対応する終局時の力の釣合は式(1.1)～(1.3)で与えられる。これは部材の座屈等の不安定現象を考慮していない基本崩壊温度である。

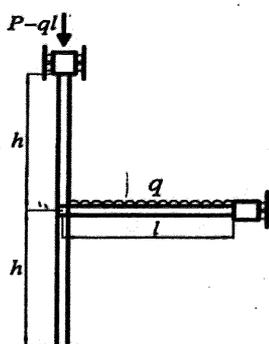
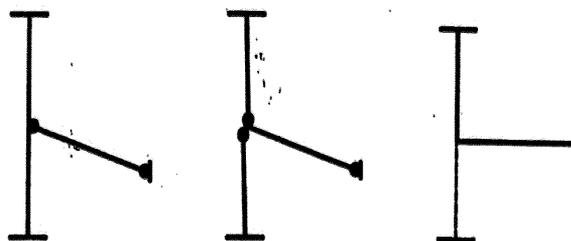


図 1.7 外柱架構の架構図



(a) 梁崩壊モード (b) 柱・梁同時崩壊モード (c) 柱崩壊モード

図 1.8 架構の崩壊モード模式図

$$\text{梁崩壊モード：} \quad ql^2 = 4 M_{pB} \quad (1.1)$$

$$\text{柱・梁同時崩壊モード：} \quad ql^2 = 4 M_p + 2 M_{pB} \quad (1.2)$$

$$\text{柱崩壊モード：} \quad P = N_{yc} \quad (\text{すなわち、} M_p = \text{ゼロ}) \quad (1.3)$$

ここで、 M_{pB} は梁の高温時全塑性モーメントを示し、 M_p は軸力を含んだ柱の高温時全塑性モーメント、 N_{yc} は柱の高温時軸耐力を示す。

柱の N-M 関係（強度相関関係）を $\tau(p)$ (式(1.4)) で表現する。

$$\tau(p) = \frac{M_p}{M_{p0}} = \begin{cases} 1 - 4/3 \cdot p^2 & : 0 \leq p \leq 1/2 \\ 4/3 \cdot (1-p) & : 1/2 \leq p \leq 1 \end{cases} \quad (1.4)$$

ここで、 $p = P/(\sigma_y A_c)$ は高温時柱軸力比、 M_{p0} は高温時無軸力全塑性モーメントである。

M_p, M_{pB}, M_{p0}, p の常温時における値を、各記号に bar をつけて表すと、 M_p, M_{pB} は以下となる。

$$M_{pB} = \kappa(T) \cdot \bar{M}_{pB} \quad (1.5)$$

$$M_p = \kappa(T) \cdot \tau\left(\frac{\bar{p}}{\kappa(T)}\right) \cdot \bar{M}_{p0} \quad (1.6)$$

$\kappa(T)$ は降伏強度低下率で下式で表現される。

$$\kappa(T) = \begin{cases} 1 & : T_R \leq T \leq 300^\circ\text{C} \\ \frac{750-T}{450} & : 300 \leq T \leq 750^\circ\text{C} \end{cases} \quad (1.7)$$

以上より、式(1.1)～(1.3)の基本崩壊曲線は以下のように表現できる。

$$\text{梁崩壊モード： } \tilde{q} = \tilde{q}_I(T) = \kappa(T) \quad (1.8)$$

$$\text{柱・梁同時崩壊モード： } \tilde{q} = \tilde{q}_I(T) = \kappa(T) \left\{ \frac{1}{2} + \tau \left(\frac{\bar{p}}{\kappa(T)} \right) \tilde{Z} \right\} \quad (1.9)$$

$$\text{柱崩壊モード： } \bar{p} = \kappa(T_{III}) \quad (1.10)$$

ここに、

$$\tilde{q} = \frac{\tilde{q}l^2}{4Mp_B} \quad (\text{梁上荷重の無次元値}) \quad (1.11)$$

$$\tilde{Z} = \frac{\bar{M}p_0}{Mp_B} \quad (\text{柱・梁強度比}) \quad (1.12)$$

各モードの与える関係(式(1.8)～(1.10))は図1.9のように図示できる。実際の終局強度は3者の最弱解となり、図中の太線で表現できる。図1.9(b)は、防火区画が有効に働き火災階・火災室以外は高温にならないと考え、上階柱は常温と仮定した場合の基本崩壊曲線である。その場合の柱梁同時崩壊モードは次式となる。

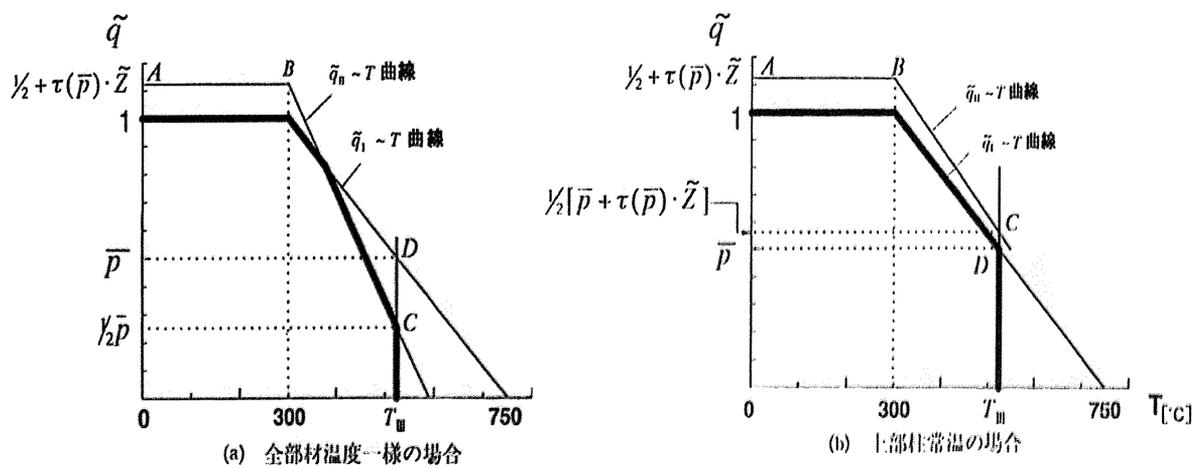


図 1.9 崩壊温度の相関図

$$\text{柱・梁同時崩壊モード： } \tilde{q} = \tilde{q}_{II}(T) = \frac{1}{2} \left\{ \kappa(T) \cdot \tau \left(\frac{\bar{p}}{\kappa} \right) + \tau(\bar{p}) \right\} \tilde{Z} + \frac{1}{2} \kappa \quad (1.13)$$

○座屈を考慮した崩壊温度算定式

・全体座屈を考慮した架構の崩壊温度

全体座屈を考慮した架構の崩壊温度は次式で算定する

$$\lambda < 0.1 \text{ の時: } T_{cr} = T_{prime} = 750 - 450 \bar{p} \quad (1.14)$$

$$0.1 \leq \lambda \leq 1.0 \text{ の時: } T_{cr1} = T_{prime} - 55.8(\bar{p} + 30 \bar{p}^2)(\lambda - 0.1) \quad (1.15)$$

$$T_{cr2} = 500 \sqrt{1 - \frac{1 + 0.267\lambda^2}{1 - 0.24\lambda^2} \bar{p}} \quad (1.16)$$

$$T_{cr} = T_{cr1} \quad : T_{cr1} \geq 500^\circ\text{C} \text{ の時}$$

$$= \max\{T_{cr1}, T_{cr2}\} \quad : T_{cr1} < 500^\circ\text{C} \text{ の時} \quad (1.17)$$

ここに、柱の有効細長比 $\lambda = \frac{1}{\pi \sqrt{E/F}} \cdot \frac{le}{i}$ (1.18) とし、 i は柱の回転半径、 E は常温時ヤング

率、 F は規格降伏点、 \bar{p} は柱の常温軸力比、 T_{prime} は柱崩壊モードに対応する崩壊温度とする。

横移動を伴う柱については、軸力比を割増して用いる。また、上式は $\lambda \leq 1.0$ の範囲で用いる。

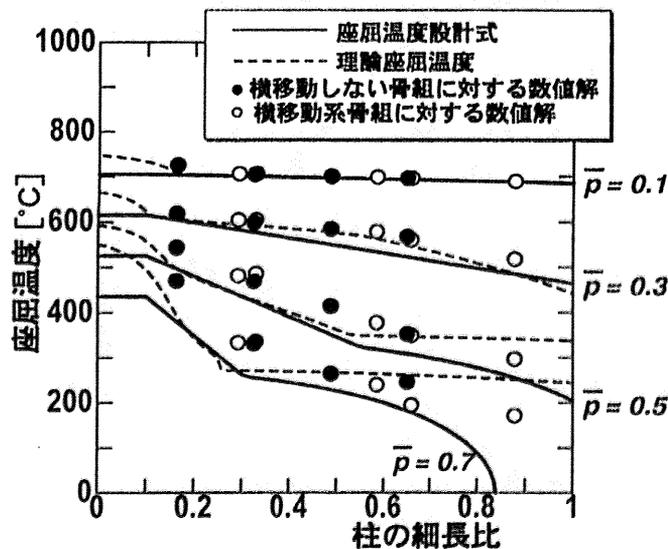


図 1.10 柱の座屈温度

接線係数理論によれば、柱の座屈耐力（座屈時平均圧縮応力度）は次式で与えられる。

$$\sigma_{cr} = \frac{Et \cdot \bar{\epsilon}_y}{\lambda^2} \quad (1.19)$$

ここで $E t$ は前述の応力ひずみ関係式を微分することにより得る。これが図 1.10 の破線である。

式(1.14)と式(1.15)はこの破線に対する近似式である。 $\lambda \leq 0.1$ の短柱の範囲は座屈の影響をほとんど受けないと見做し、これは式(1.14)に示す柱崩壊型基本崩壊温度と一致する。

一方、細長比の大きな場合（式(1.16)）は常温時と同じ建築学会：鋼構造設計規準¹⁹⁾の次式から求める。

$$\frac{\sigma_{cr}}{\sigma_{yt}} = \frac{\bar{\sigma}_y}{\sigma_{yt}} \cdot \frac{1}{p} = \frac{1 + 0.267\lambda^2}{1 - 0.24\lambda^2} \quad (1.20)$$

・局部座屈を考慮した崩壊温度

ラーメン架構の局部座屈を考慮した崩壊温度算定式は次式で与える。

①梁崩壊モードに対応する崩壊温度

$$\tilde{q} = \kappa(T) \quad (1.21)$$

②柱・梁崩壊モードに対応する崩壊温度

$$\tilde{q} = \frac{1}{2} \left[p_{\max} \kappa \left(\frac{\bar{p}}{p_{\max} \kappa} \right) + \tau(\bar{p}) \right] \tilde{Z} + \frac{1}{2} \kappa \quad (1.22)$$

③柱崩壊モードに対応する崩壊温度

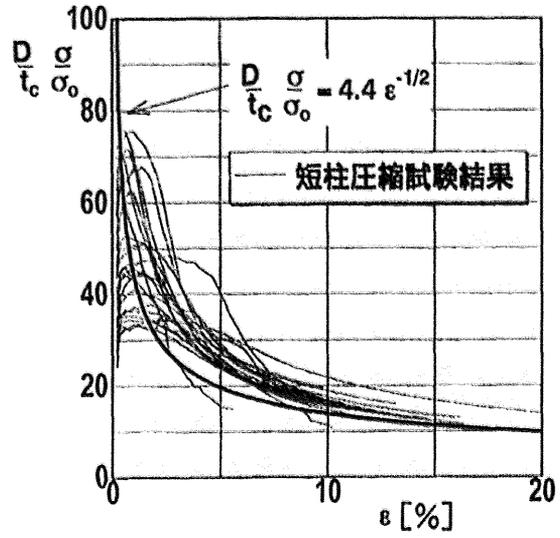
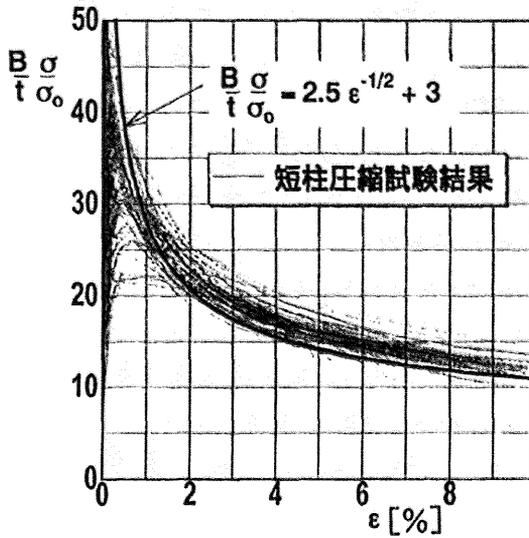
$$\bar{p} = P_{\max} \cdot \kappa(T_{\text{III}}) \quad (1.23)$$

表 1.1 p_{\max} の値

断面形状	P_{\max}
正方形箱形	$B/t > 28$ のとき : $20.7 \times \frac{t}{B}$ $B/t \leq 28$ のとき : $0.552 + 3.88 \times \frac{t}{B} + \left(\frac{5.56}{B/t - 3} \right)^2$
H型 (強軸)	$B/t_f > 10$ のとき : $(15.6a_f + 7.09a_w) \times \frac{t_f}{B_f}$ $B/t_f \leq 10$ のとき : $A_f + 5.58a_f \times \frac{t_f}{B_f} + \left\{ 0.604 + \left(\frac{2.83}{B_f/t_f - 1.08} \right)^2 \right\} \times a_w$
H型 (弱軸)	$B/t_f > 10$ のとき : $(14.2a_f + 6.77a_w) \times \frac{t_f}{B_f}$ $B/t_f \leq 10$ のとき : $1.21 \left\{ 1.21 + \left(\frac{4.00}{B_f/t_f - 1.08} \right)^2 \right\} \times a_f + 6.77a_w \times \frac{t_f}{B_f}$
中空円筒	$D/t_c > 38.7$ のとき : $\frac{35.6}{D/t_c + 10.6}$ $D/t_c \leq 38.7$ のとき : $0.72 + 0.89\theta_0$ 但し、 θ_0 は $\cos \theta_0 = 1.67 - \left(\frac{35.9}{D/t_c + 5.28} \right)^2$ を満たす 0 以上 π 未満の角度

[注] B/t_f : H型断面フランジ板半幅分の幅厚比、 B/t : 正方形箱形断面の幅厚比、 D/t_c : 中空円形断面の径厚比、 $P_{\max} > 1$ の場合、 $P_{\max} = 1$ 、 $a_f = A_f/A$ 、 $a_w = A_w/A$ 、 A_f 、 A_w 、 A は各々H型断面柱フランジ、ウェブ、及び全体の断面積。但し、各幅厚比の範囲は耐震設計上の規定値と同様とする。

局部座屈の発生が骨組の崩壊に直結するわけではなく局部座屈後残余耐力の存在によって骨組はさらに高温にまで耐えることができる。従って、局部座屈を考慮した架構の崩壊温度とは局部座屈発生時の部材温度ではなく、局部座屈後架構が安定な釣合いを保ち得る部材温度の上限を意味する。局部座屈実験の結果を以下に示す。



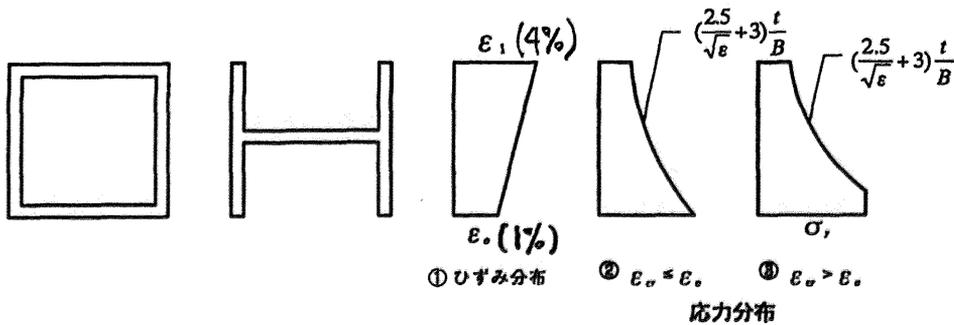
(a) 正方箱型断面短柱の高温局部座屈後挙動^{6.16)}

(b) 円形鋼管短柱の高温局部座屈後挙動^{6.17)}

図 1.11 短柱圧縮実験の整理

局部座屈後の残余耐力に着目した定式化を行うと形により定式化が可能となった。

局部座屈により下図のようなひずみ分布となった場合を仮定して崩壊温度を算定する。各断面形状についての局部座屈による耐力低下に関する係数 P_{max} を求めると前述の表となる。



(a) 圧縮崩壊する局部座屈部断面に仮定されるひずみと応力の分布

図 1.12 局部座屈による圧壊時のひずみ分布の仮定

(2) 告示式 (告示案)

鋼構造の場合の主要な算定式を次頁に示す。告示では、各部位ごとに部材の限界温度という表現で定式化を行い、最終的に部位ごとの限界温度の最小値が保有耐火時間に反映される。崩壊モードを考慮していないように思えるが、長期の柱軸力が小さくかつ防火区画が有効に働いて上階柱が常温にとどまるような、通常の耐震設計された架構の場合には、図 1.9(b)の梁単独($\tilde{q}_I - T$)又は柱単独(T_{III})で決まる崩壊系になることが多いため、部位ごとの計算としたと考えられる。

アルミニウム合金構造の場合を次々頁に示す。アルミニウム合金構造告示案では、鋼構造と物性値の異なる箇所のみを訂正した式としている。

○鋼構造告示

柱

・全体座屈の場合

無次元化有効細長比	柱の全体座屈に対する上限温度
$\lambda < 0.1$ の場合	$T_B = 700 - 375p$ (1.24)
$0.1 \leq \lambda \leq 2.0$ の場合	$T_B = \max \left\{ 700 - 375p - 55.8(p + 30p^2)(\lambda - 0.1), 500 \sqrt{1 - \frac{p(1 + 0.267\lambda^2)}{1 - 0.24\lambda^2}} \right\}$ (1.25)

λ : 該当柱の無次元化有効細長比

$$\lambda = \frac{l_e / i}{3.14 \sqrt{E / F}} \quad (1.26)$$

・局部座屈の場合

$$T_{LB} = 700 - \frac{375p}{\min(R_{LBO}, 0.75)} \quad (1.27)$$

R_{LBO} 次の表に掲げる式によって計算した数値

断面の形状	R_{LBO}
H形断面	$R_{LBO} = \left\{ \min \frac{7}{0.72 \frac{B_f}{t_f} + 0.11 \frac{B_w}{t_w}}, 21 \frac{t_w}{B_w} \right\}$ (1.28)
角型中空断面	$R_{LBO} = 21 \frac{t}{B}$ (1.29)
円形中空断面	$R_{LBO} = \frac{35.6}{D / t_{cy} + 10.6}$ (1.30)

梁

$$T_{Bcr} = 700 - \frac{750l^2(w_1 + w_2)}{M_{pB} \left(\sqrt{R_{B1} + R_{B3}} + \sqrt{R_{B2} + R_{B3}} \right)^2} \quad (1.31)$$

w_1 当該はりに作用している分布荷重と同等の効果を与えるはりの長さ一メートル当たりの荷重

w_2 次の式によって計算した数値

$$w_2 = \alpha \sum_{i=1}^n \frac{Q_i}{2l} \quad (1.32)$$

○アルミニウム合金構造告示案

柱

・全体座屈の場合

無次元化有効細長比	柱の全体座屈に対する上限温度
$\lambda < 0.1$ の場合	$T_B = 350 - 250p$ (1.33)
$0.1 \leq \lambda \leq 2.0$ の場合	$T_B = \max \left\{ 350 - 250p - 55.8(p + 30p^2)(\lambda - 0.1), 330 \sqrt{1 - \frac{p(1 + 0.267\lambda^2)}{1 - 0.24\lambda^2}} \right\}$ (1.34)

λ : 該当柱の無次元化有効細長比

$$\lambda = \frac{l_e / i}{3.14 \sqrt{E / F}} \quad (1.35)$$

・局部座屈の場合

$$T_{LB} = 350 - \frac{250p}{\min(R_{LBO}, 0.75)} \quad (1.36)$$

R_{LBO} : 次の表に掲げる式によって計算した数値

断面の形状	R_{LBO}
H形断面	$R_{LBO} = \left\{ \min \frac{7}{0.72 \frac{B_f}{t_f} + 0.11 \frac{B_w}{t_w}}, 21 \frac{t_w}{B_w} \right\}$ (1.37)
角型中空断面	$R_{LBO} = 21 \frac{t}{B}$ (1.38)
円形中空断面	$R_{LBO} = \frac{35.6}{D / t_{cy} + 10.6}$ (1.39)

梁

$$T_{Bcr} = 350 - \frac{500l^2(w_1 + w_2)}{M_{pB} \left(\sqrt{R_{B1} + R_{B3}} + \sqrt{R_{B2} + R_{B3}} \right)^2} \quad (1.40)$$

w_1 当該はりに作用している分布荷重と同等の効果を与えるはりの長さ一メートル当たりの荷重

w_2 次の式によって計算した数値

$$w_2 = \alpha \sum_{i=1}^n \frac{Q_i}{2l} \quad (1.41)$$

1.2.3 崩壊温度による耐火設計の問題点

・崩壊温度算定式

前述 1.2.2 節のように、崩壊温度算定式事例はある。算定式を使用して瞬時に解を出して断面を見直し再度検討へ...という循環を考えた場合、式(1.33)～(1.41)が必ずしも単純な式ではなく、手間がかかることは予想がつく。これを簡略化した式にできないかという点を中心に本論では定式化を行った。(本論 3 章)

・崩壊温度による検証方法

塑性設計理論による耐火設計の問題点として、変形量の算定ができない点がある。鋼構造では、変形量が問題となるような長スパン梁があるような場合には、幾何学的非線形を考慮した弾塑性熱応力解析を用いて、変形で定まる架構の限界変形温度を算定している。鋼構造に比べヤング係数が 1/3 のアルミニウム合金構造では、変形量の把握は耐火設計の上で重要な要素と考えられる。本論でも、塑性設計理論による崩壊温度算定事例を、鋼構造と同様に幾何学的非線形を考慮した弾塑性熱応力解析により比較検討を行い、鋼構造と同様な知見を得た上で塑性設計に基づく崩壊温度算定手法の提案を行っている。(本論 4 章・5 章)

1.3 本研究に関する既往の研究

1.3.1 国内文献による既往の研究

主に国内での特に近年での既往の研究結果について以下に示す。

耐火性能評価には、材料特性・部材特性・温度特性に関するデータの蓄積が必要である(図 1.13)。現状では各項目に関して、実験など検討が行われている。

アルミニウム合金構造の耐火性について、業界全体として研究開発が始まったのは、1988年の建設省総プロからである。日本建築学会大会で発表された主要な研究を中心に、主なテーマと研究発表時期を図 1.13 のどこにあたるかを含めて、表 1.2 に示す。

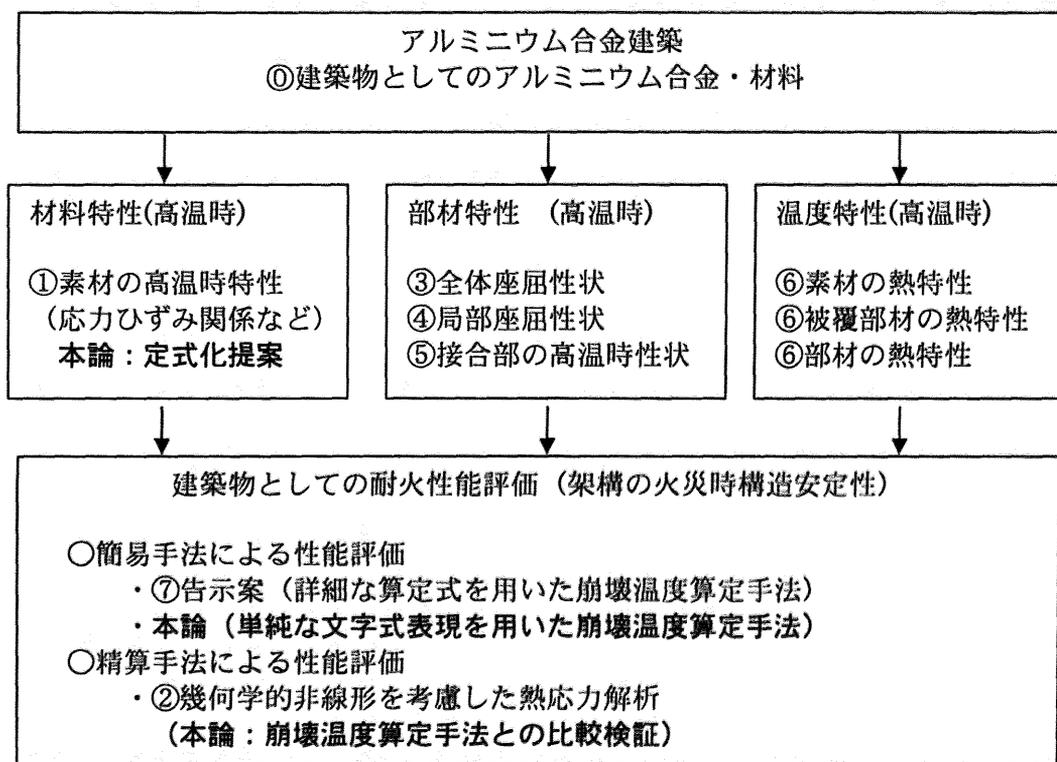


図 1.13 耐火性能評価

表 1.2 アルミニウム合金構造の耐火性能に関する研究の経緯 (日本建築学会大会発表文献)

	年度	図 1.13 位置付け	内容 (発表)
①	1988	材料特性	材料選定開発計画 (建設省総プロ)
②	1992	材料特性	素材高温引張実験 (建設省総プロ)
③	1995	耐火性能評価	骨組による解析 (千葉大・アル建)
④	1997	部材特性	全体座屈実験 (名工大・アル建)
⑤	1999	部材特性	局部座屈実験 (名工大・アル建)
⑥	2000	部材特性	接合部実験 (信州大・アル建)
⑦	2000	温度特性	被覆部材耐火試験 (建研・アル建)
⑧	2001	耐火性能評価	耐火検証法告示案 (国土交通省)

※ アル建；アルミニウム建築構造協議会の略

1988年総プロは、1985年の建設省総プロ「建築物の総合防火設計法」で耐火設計の基本的な考えが示されたため、スムーズに活動開始ができたと考えられる。現段階では、耐火告示案（耐火性能検証法の案）が出されるまでに研究が進んでいる。各項目について概要を以下に示す。

①1988 材料選定と開発計画（建設省総プロ）¹⁾

数多くあるアルミ合金から市場性・生産性を考慮し、材料を絞り込むために市場調査を行った。論文記載のまとめを以下に示す。

「アルミニウム合金

アルミニウム合金には大別して63系統（サッシュ等）と61、73系統（構造用）の2種類がある。この材料の技術開発のポイントはステンレス鋼の場合と同じものである。ただし、防・耐火の問題はアルミニウム合金の融点が低いのでより厳しい対応が必要である。施工・加工の体制についてはアルミ合金の押し出しメーカーがこれを実施する体制が整っているため問題は少ない。技術的な問題としては、押し出しによる自由な断面形状を得られる利点を生かした利用技術の開発がポイントである。」

この結果から、実績のあるサッシュ系統の材料を中心に、現在の構造告示の合金種に反映されている。

①1992 素材の高温引張実験（建設省総プロ）^{2) 3)}

耐火性の基礎データとなる素材の高温引張実験を行っている。これ以前にも国内外問わず素材試験データは存在したが、前述サッシュ系統などの材料を中心に新たにデータが蓄積された。アルミニウム合金も含めて、一般に金属は高温になるとヤング係数・降伏強度および引張強度は低下する。応力-歪曲線はこれらの要因を全て含むため、基礎データとして多く利用される。

・試験条件

文献ごとに若干異なるが、基本的に試験体はJISZ2201 14A試験体を用い、試験温度は、常温・100℃・150℃・200℃・250℃・300℃・350℃とし、伸び率5%まで測定している。また、ひずみ速度は0.2%/分で行っている。

・試験結果

基本的な関係である高温引張試験での応力度-歪度関係の例（文献2）を下図に示す。

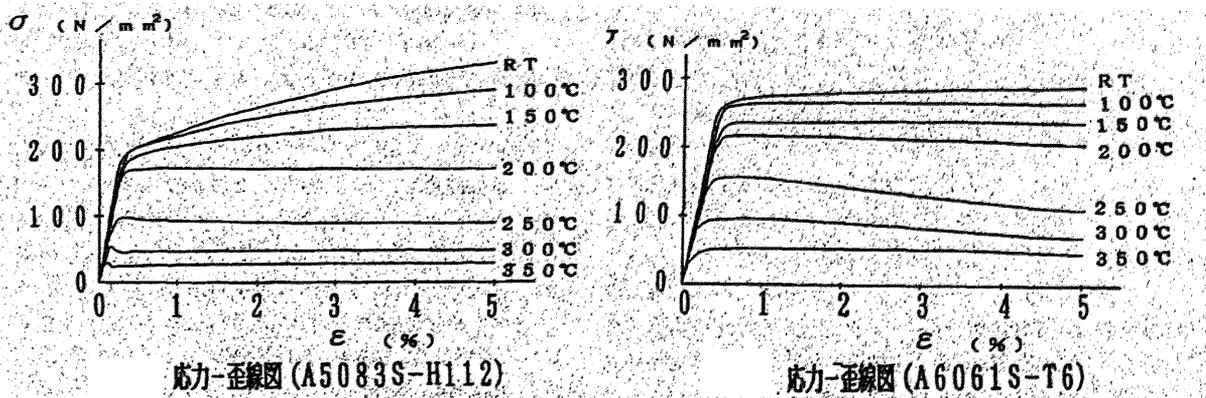


図 1.14 応力度-歪度関係の例（文献2）

アルミニウム合金の応力-ひずみ関係は、ステンレス鋼と同様に明確な降伏点がないラウンド・ハズ型の曲線となっている。また、A6061-T6の250℃では降伏後に負勾配が見られるが、試験条件によるものと考えられる。モデル化の際には、この負勾配を無視する方法も考えられる。

②1995 骨組による解析（千葉大・アル建）⁴⁾

素材データに基づき、モデル建物を考えた火災応答解析を行うことにより、火災時性状について問題点を探ることとしている。モデル建物概要および解析結果の概要を示す。

なお、本内容は自らの研究内容であり、本論4章で詳細に述べる。ここでは概要を示す。

解析は架構単位で行い、防火区画が有効であれば火災加熱による影響は局所的になるため、火災部分については幾何学的非線形を考慮した弾塑性熱応力解析、非火災部分は弾性応力解析を行っている。1階部分がすべて火災室となり、柱・梁共無被覆部材として解析を行った場合の変位と温度の関係を図1.16に示す。

本解析では梁のたわみが急激に増加して限界変形温度に達し、柱は達していないという結果が得られた。

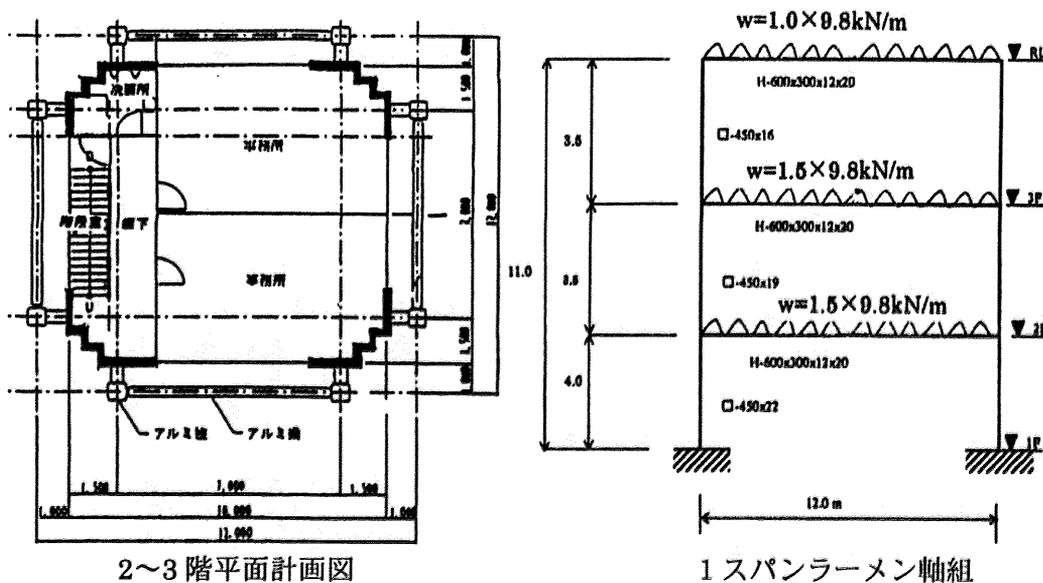


図 1.15 解析モデル

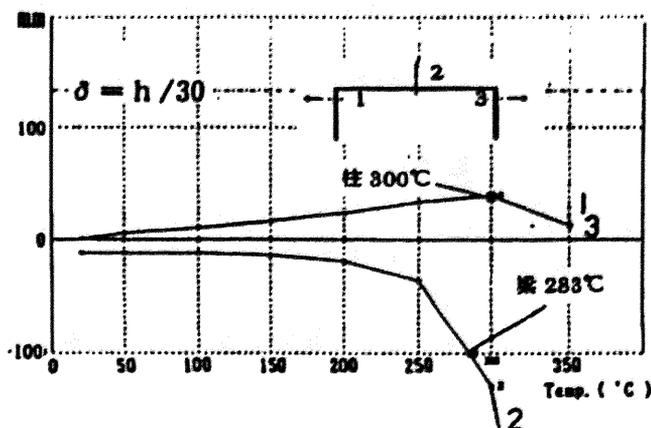


図 1.16 1階の柱頭変位・梁中央部変位置結果

③1997 全体座屈実験 (名工大・アル建) ^{5), 6)}

細く長い部材に圧縮力がかかると、部材全体で弓なりになる全体座屈現象が見られる。考慮すべきファクターは細長比と作用圧縮応力度および強度・弾性係数である。部材が高温になると強度・弾性係数が低下して座屈しやすくなり、この程度を確かめるための実験を行っている。実験概要を以下に示す。この結果も考慮した、全体座屈検討式が耐火告示案に盛り込まれている。

・実験概要

全体座屈試験を行うにあたり、試験に用いる素材の引張試験結果および定式化を文献5で行い、文献6では全体座屈実験および全体座屈についての定式化を行っている。

・素材の引張試験結果 (文献5)

基本的な関係である高温引張試験での応力-歪関係の例 (文献5) および定式化の結果を示す。

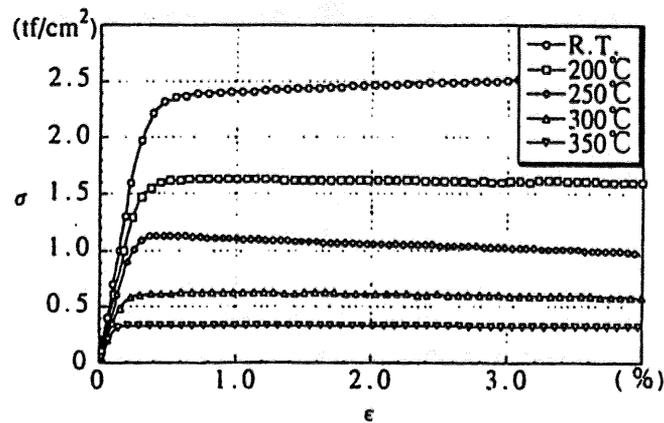


図 1.17 素材の応力度-歪度関係 (引張試験結果)

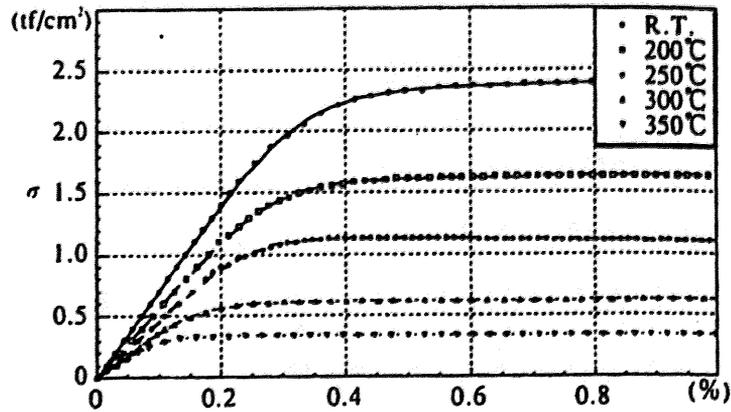


図 1.18 Menegotto-Pinto model による近似

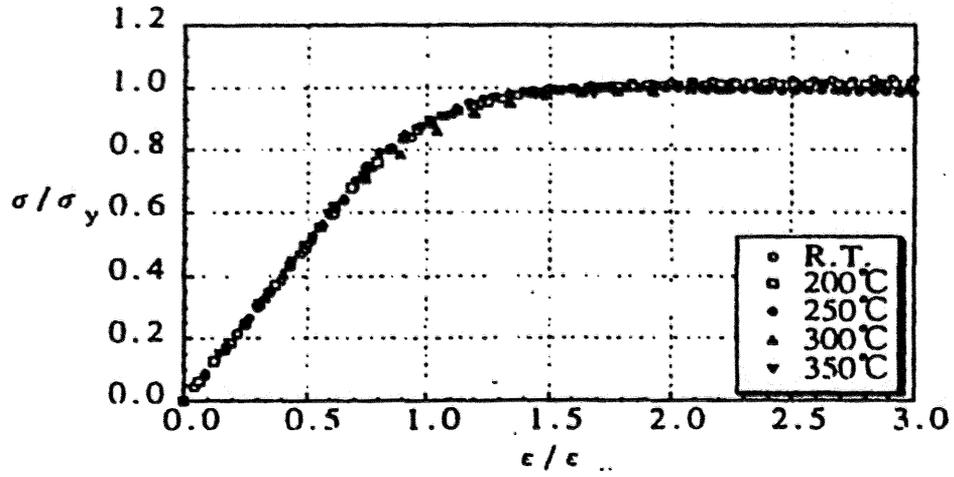


図 1.19 素材の応力度-歪度関係 (無次元化)

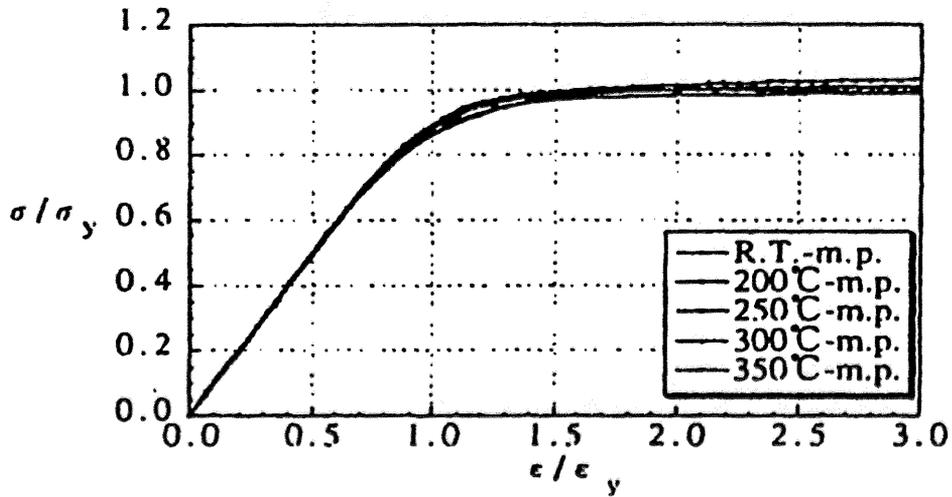


図 1.20 Menegotto-Pinto model による近似 (無次元化)

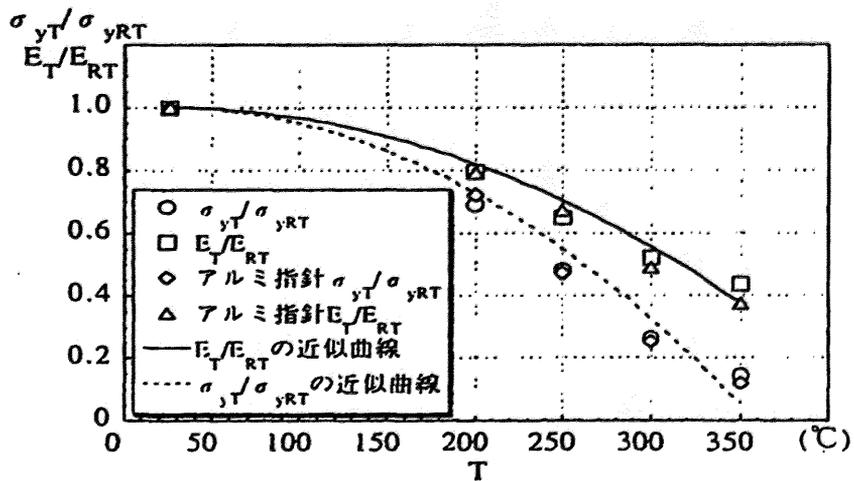


図 1.21 ヤング係数および降伏応力の近似曲線

文献 5 では、Menegotto-Pinto model を用い、温度によらず素材の応力-歪関係を近似することができている。この近似式を後の座屈実験結果の定式化に用いている。

・全体座屈試験（文献6）

全体座屈試験の条件は下記に示す実験装置にて行った。

試験結果の一例を示す。

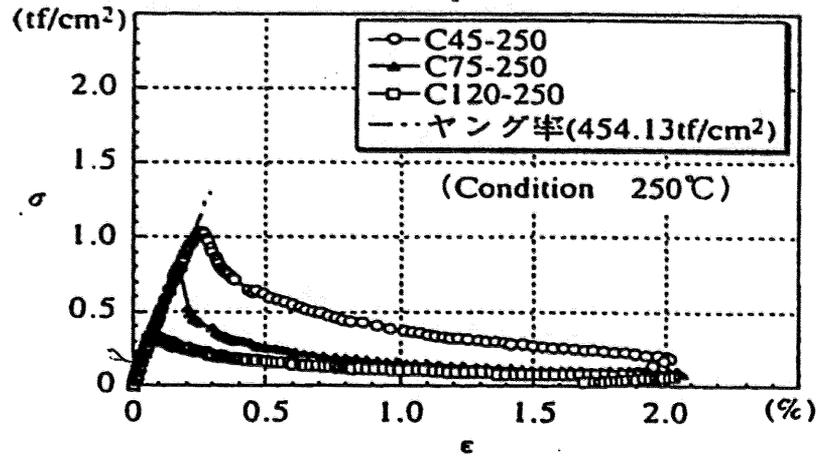


図 1.22 試験結果（応力-歪度関係）

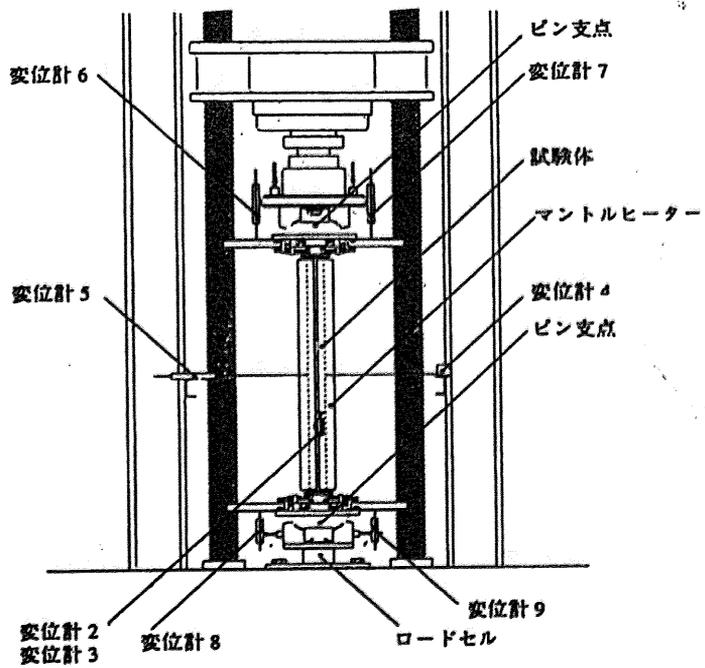


図 1.23 試験条件

試験結果を、前述の Menegotto-Pinto model による座屈耐力式を設定し、換算細長比にて実験結果と対応をさせた（図 1.25）。かなり良い対応がとれている。

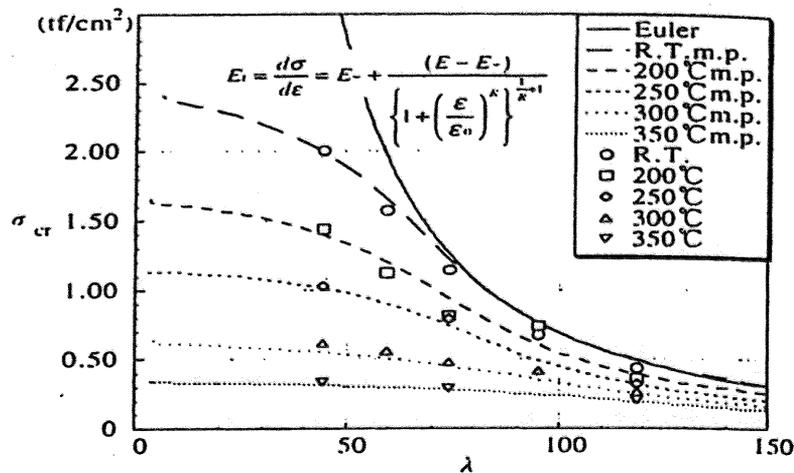


図 1.24 M.P.model による座屈曲線と実験値の対応

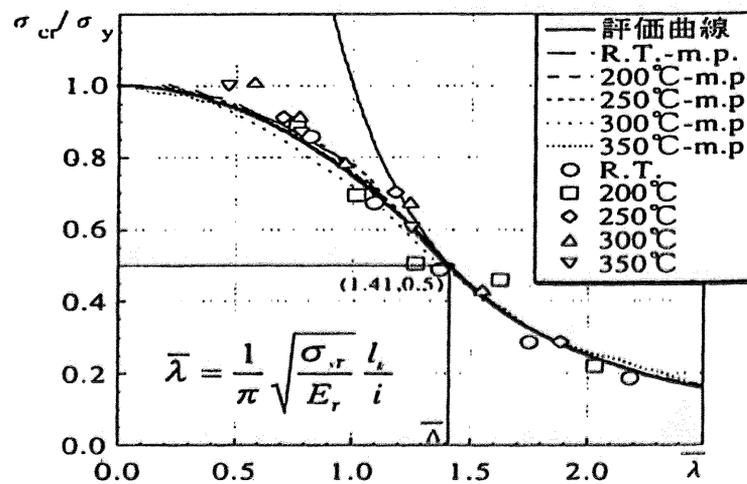


図 1.25 試験結果・評価式の対応（無次元化）

④1999 局部座屈実験（名工大・アル建）^{7),8)}

金属構造では、板要素を四角形・円形・H形などの形状に加工して用いることが多い。板要素に圧縮力がかかると、板の幅に対して厚さの薄い板が局部的に弓なりになる座屈現象（局部座屈）が見られる。考慮すべきファクターは、幅厚比と作用圧縮応力度および強度・弾性係数がある。全体座屈と同様に高温時の強度低下による座屈性状を実験により確認している。耐火告示案では、この検討結果も考慮した局部座屈検討式を盛り込んでいる。

・実験概要

局部座屈試験結果および定式化を文献 7 で行い、文献 8 では局部座屈考慮の単純骨組の崩壊温度算定を行っている。

・局部座屈試験結果および定式化

局部座屈試験結果を示す。また、ヤング率・降伏温度の実験値と評価式の対応を行っている。

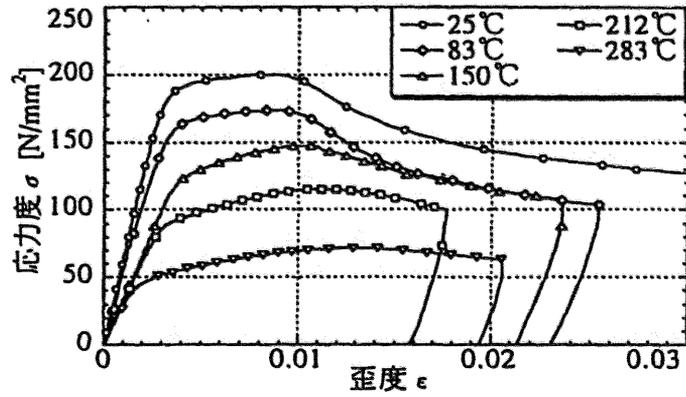


図 1.26 試験結果（応力-歪度関係）

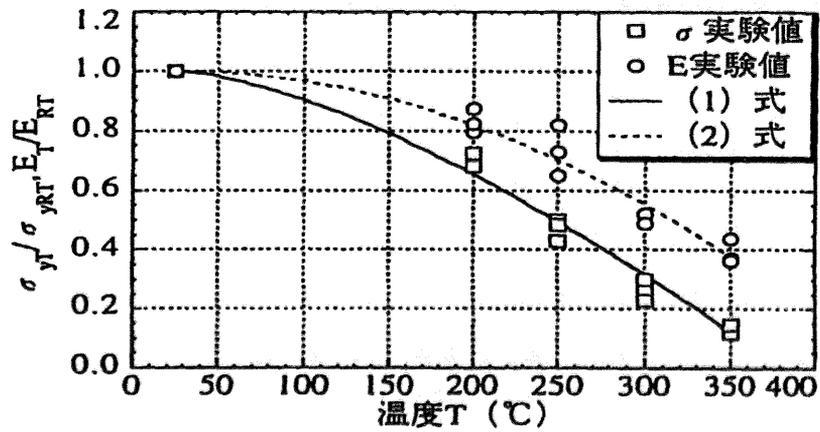


図 1.27 ヤング率の実験値の対応

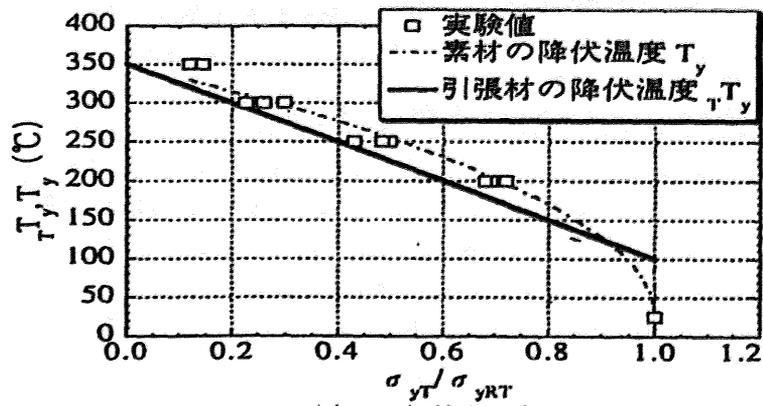


図 1.28 降伏温度の実験値対応

接線係数理論を用いた近似式と試験結果の対応を図 1.29 に示す。かなり良い対応がとれた。

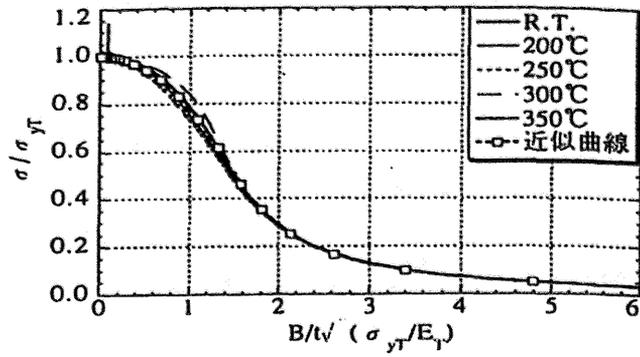


図 1.29 近似曲線と実験値の対応

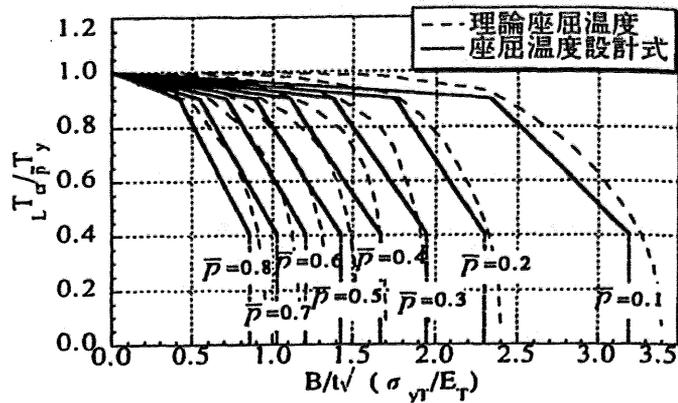


図 1.30 理論座屈温度との対応

局部座屈後の残余耐力について、幅厚比と σ_0 をファクターとしたまとめを行うと、温度によらず一本の曲線に近似することができた。(図 1.31、図 1.32)

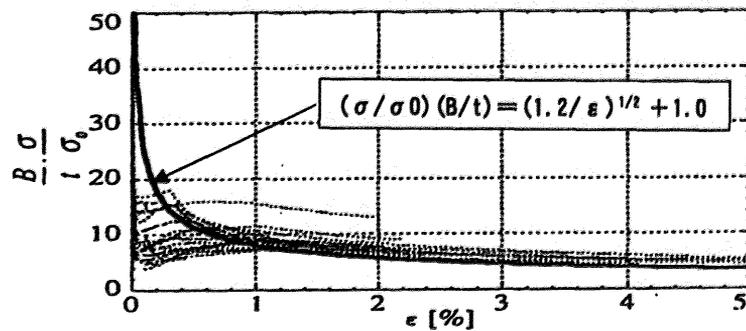


図 1.31 高温局部座屈後挙動 (H型)

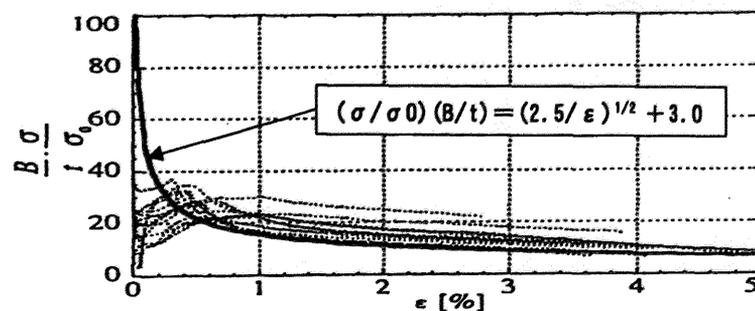


図 1.32 高温局部座屈後挙動 (角形)

・崩壊温度の算定

前述の全体座屈評価式および局部座屈評価式から座屈を考慮した崩壊温度の評価を行う。

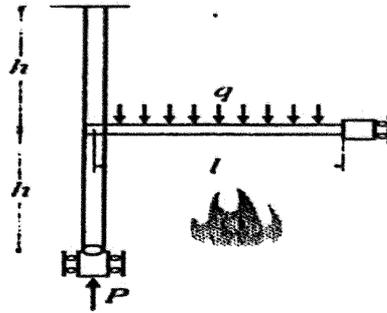


図 1.33 崩壊温度算定用架構モデル

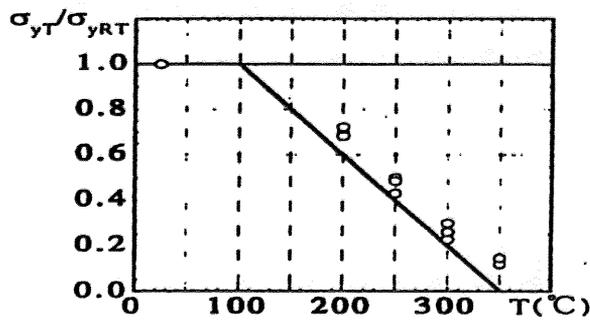


図 1.34 高温時降伏強度の評価

鋼構造耐火設計指針に基づいた基本崩壊温度と精算崩壊温度を比較し、概ね基本崩壊温度で評価できることを確認している。

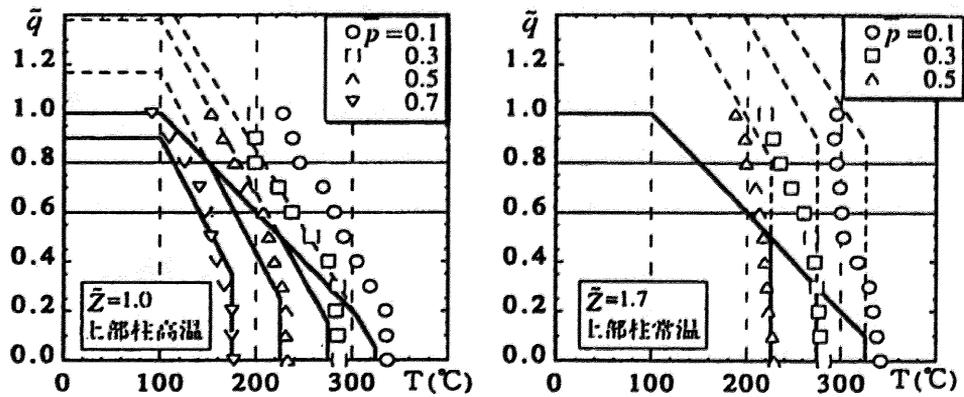


図 1.35 解析による精算崩壊温度と基本崩壊温度の比較 1

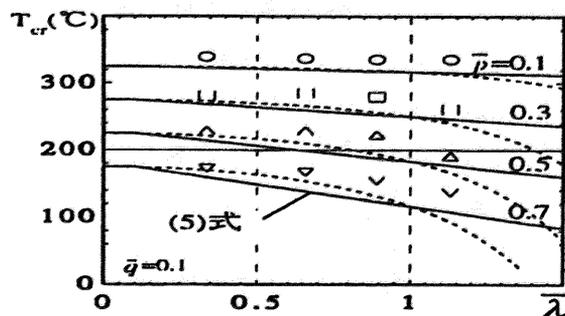


図 1.36 基本崩壊温度との比較 2

⑤2000 接合部実験 (信州大・アル建) ^{9),10)}

金属構造では、個々の部材を現場で接合して建てる方法が取られる。アルミニウム構造では多くの接合法が考えられるが、最も一般的に用いられる高力ボルト摩擦接合についての耐火性能を高温時引張試験により検証している。摩擦接合では摩擦力を発生する摩擦すべり係数および導入軸力が重要な数値となる。試験では、250℃～300℃付近で初期の導入軸力が弛緩して基準値を下回る結果となった。従って、部材がこの温度を越えるような場合には、接合部の補強が必要となる。接合部に補強が必要な項目について、耐火告示案に盛り込まれている。

・実験概要

高力ボルト摩擦接合の高温時耐力試験を行っている。文献9は試験方法について、文献10では試験結果とすべり係数の関係について説明を行っている。

・試験方法

試験体形状、試験方法、試験条件 (文献9) を示す。

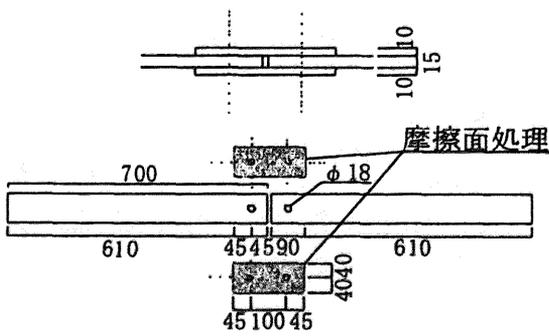


図 1.37 試験体形状

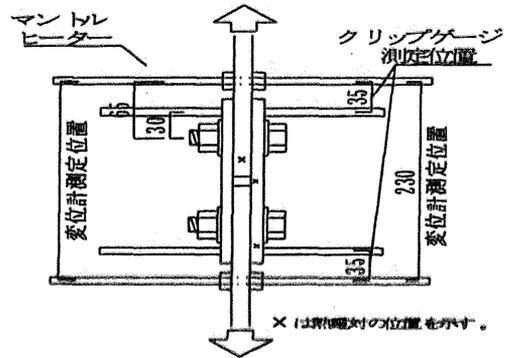


図 1.38 試験方法

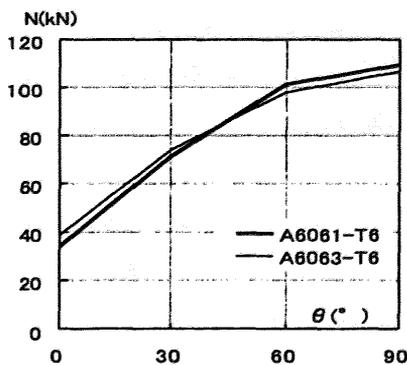


図 1.39 軸力-ナット回転角関係

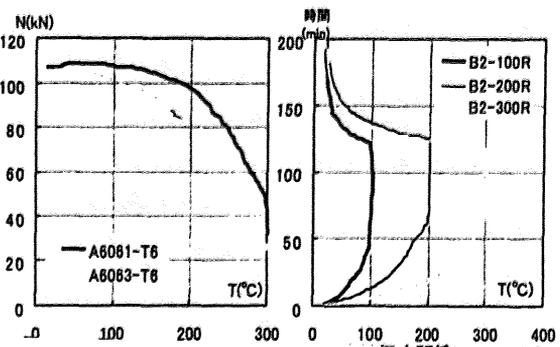


図 1.40 軸力-温度関係と時間-温度関係

・試験結果

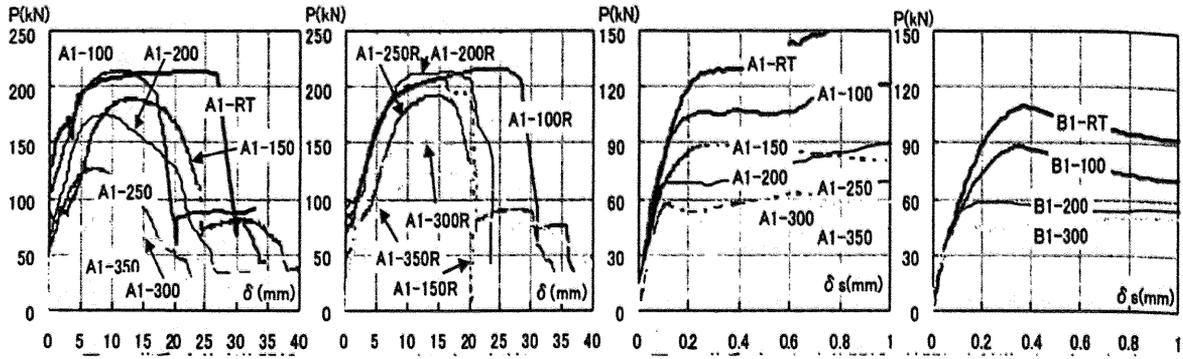


図 1.41 荷重-全体変位関係

図 1.42 荷重-すべり変位関係 (熱間加力)

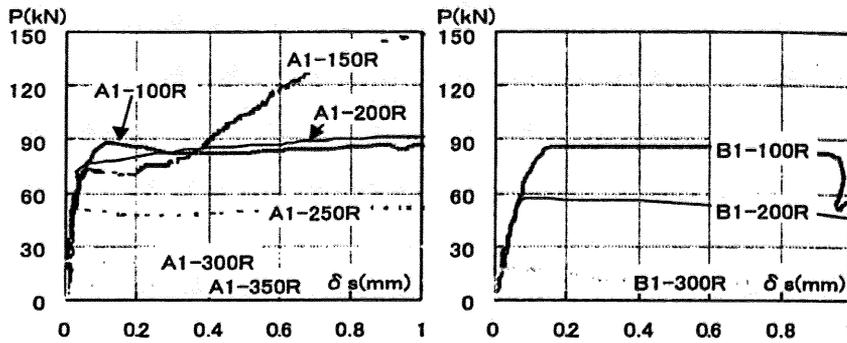


図 1.43 荷重-すべり変位関係 (加熱冷却後加力)

荷重-すべり変位関係から熱間加力・加熱冷却後いずれの場合でもすべり荷重が減少する場合がみられる。下図のすべり係数でまとめると 250℃付近ですべり係数が長期基準値を下回る場合がみられる。

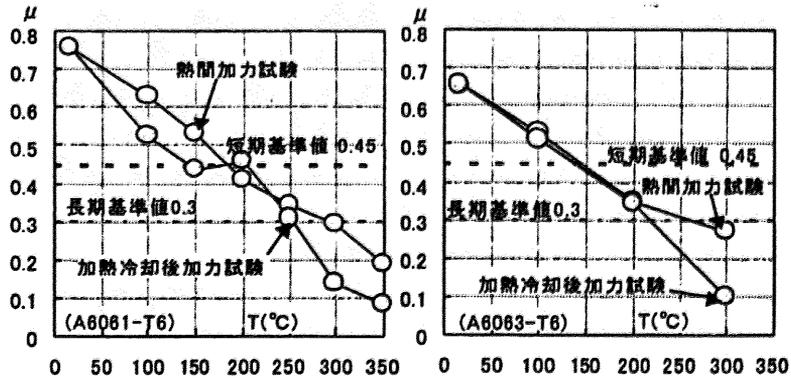


図 1.44 すべり係数-温度関係 (ナット回転法)

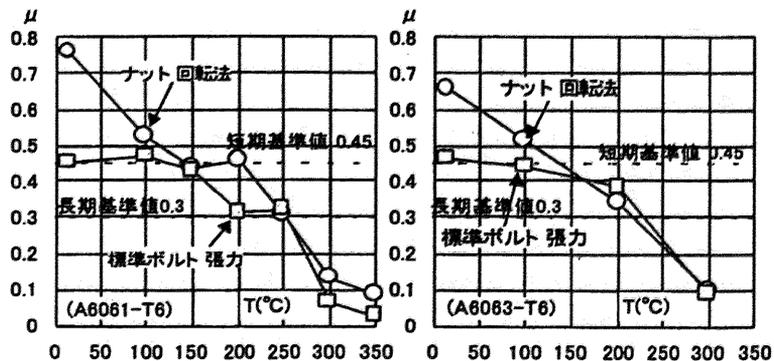


図 1.45 すべり係数-温度関係 (加熱冷却後試験)

⑥2000 被覆等耐火試験 (建研・アル建) ^{11), 12), 13), 14)}

部材温度性状を確認するために、耐火試験を行っている。裸部材だけでなく、被覆部材(ケイ酸カルシウム板被覆)についても試験を行った。

・熱容量試験

温度性状の基礎データ確認用に標準加熱による部材の熱容量試験を行った。この試験結果を部材温度上昇式に用いる。試験体形状を図 1.46 に示す。

・柱の荷重加熱試験

柱部材の耐火試験を行った。被覆厚さにより、3時間耐火相当までの部材が可能と判断できた。

・梁の荷重試験

梁部材の耐火試験を行った。被覆厚さにより、3時間耐火相当までの部材が可能と判断できた。

・部材の簡易温度上昇式の提案

熱容量試験や部材の荷重加熱試験結果から、温度上昇時間や水分蒸発時間に着目した部材温度上昇式の定式化を行っている。この手法は耐火告示案に用いられる手法であり、アルミニウム合金構造に対しても被覆部材が対応可能と判断できる。

・熱容量試験 (文献 11)

試験体、試験結果を示す。

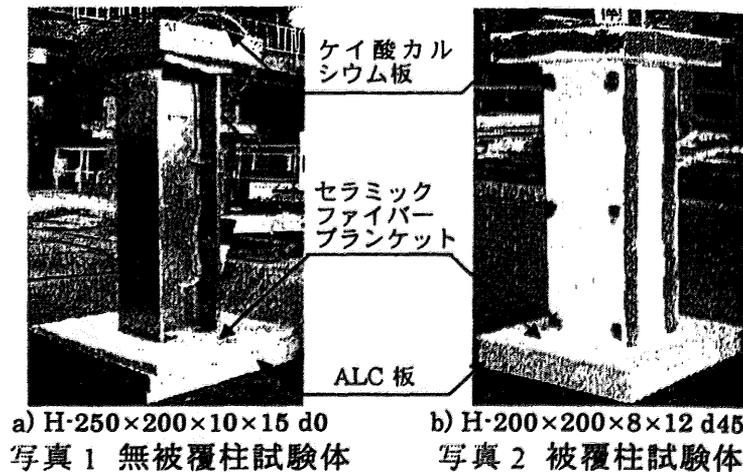


図 1.46 試験体形状

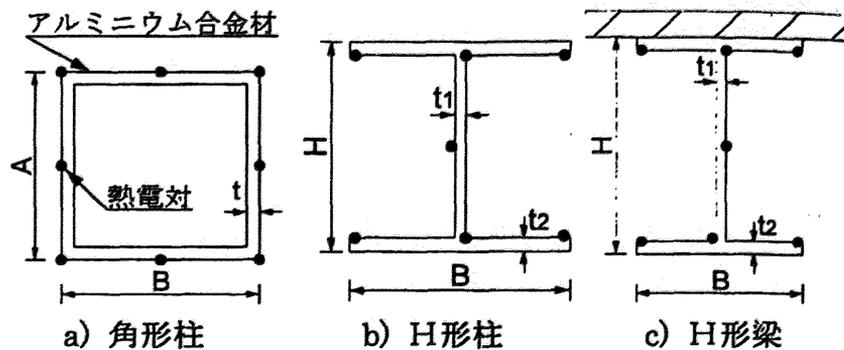


図 1.47 熱電対取付位置

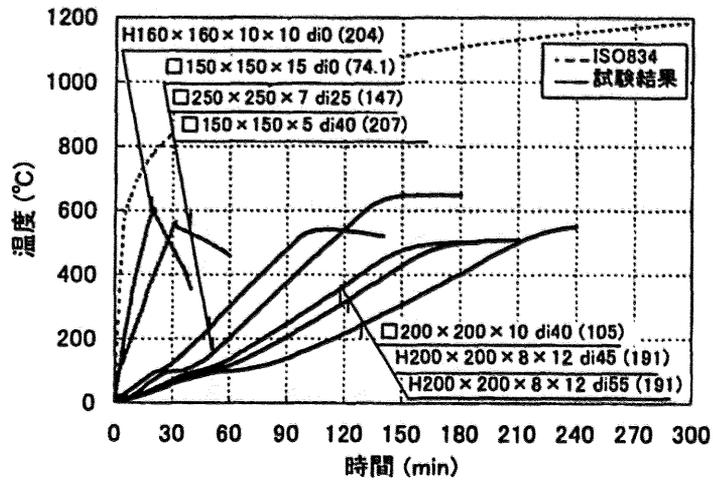


図 1.48 部材温度測定結果

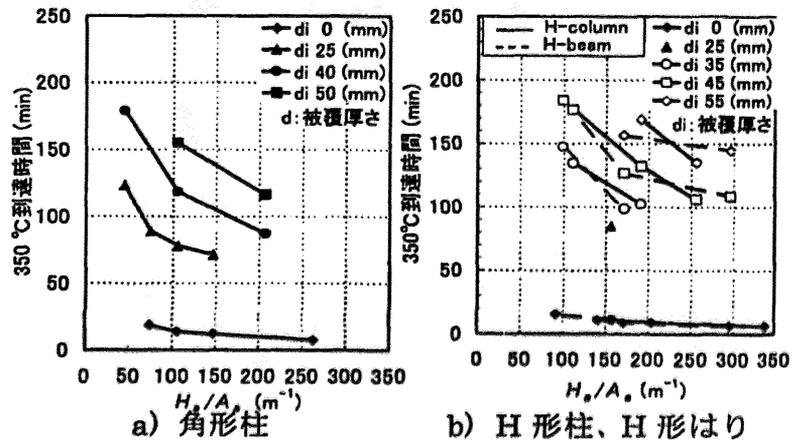


図 1.49 350°C到達温度とHa/Aa

・柱の荷重試験 (文献 12)
試験体、試験結果を示す。

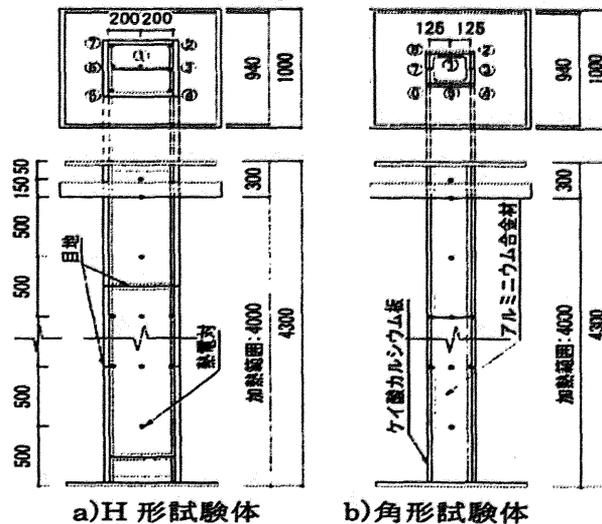


図 1.50 試験体

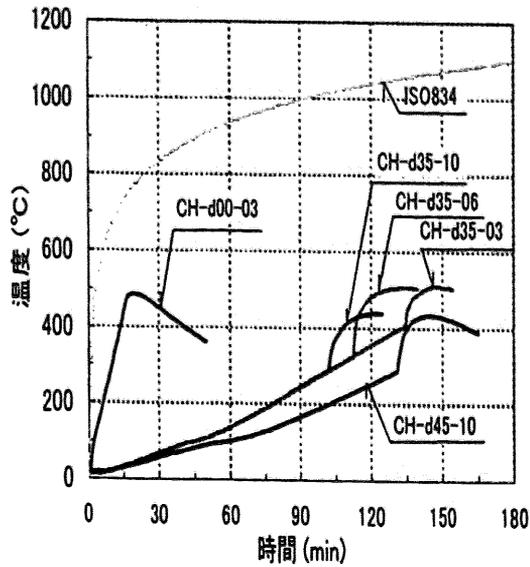


図 1.51 部材温度結果 (角形)

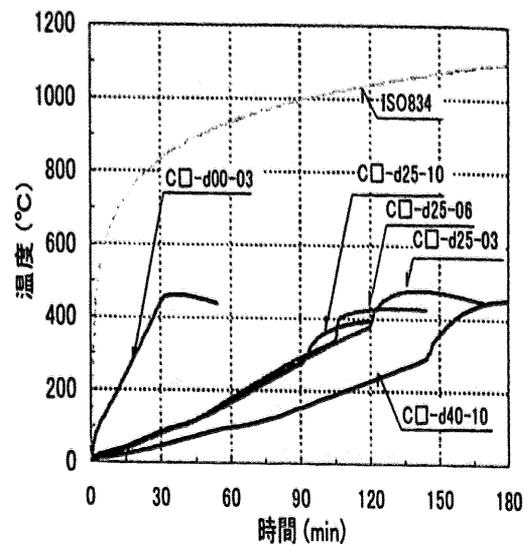


図 1.52 部材温度結果 (H形)

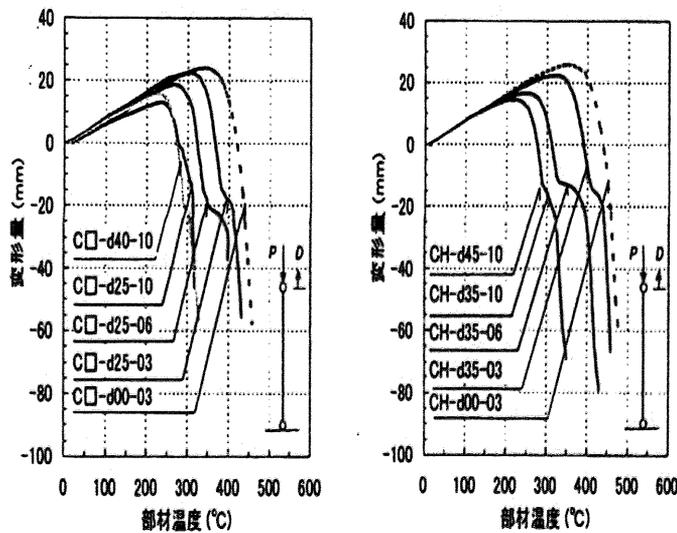


図 1.53 部材温度と変形量 (角形・H形)

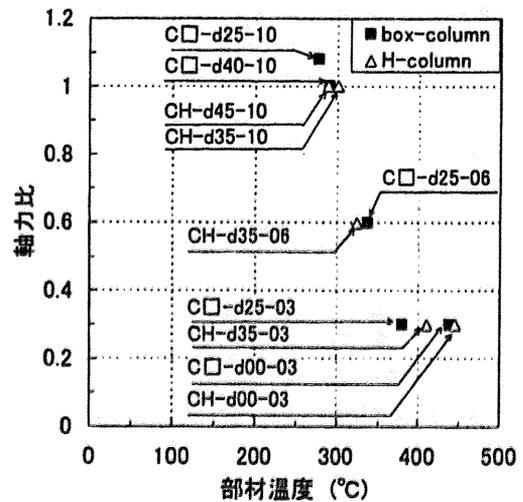


図 1.54 崩壊温度と軸力比

・ 梁の荷重加熱試験 (文献 13)
試験体、試験結果を示す。

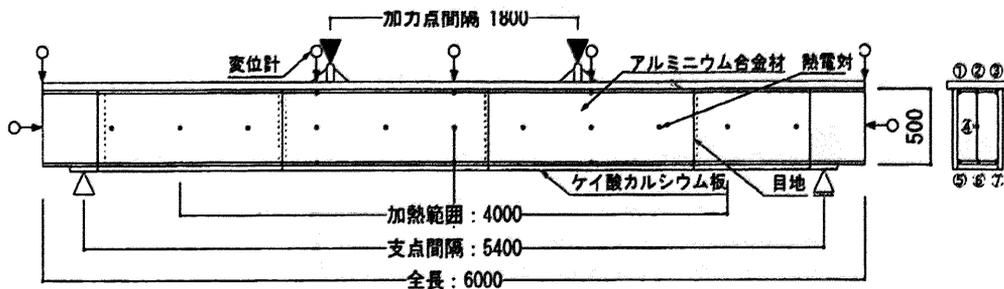


図 1.55 試験体形状

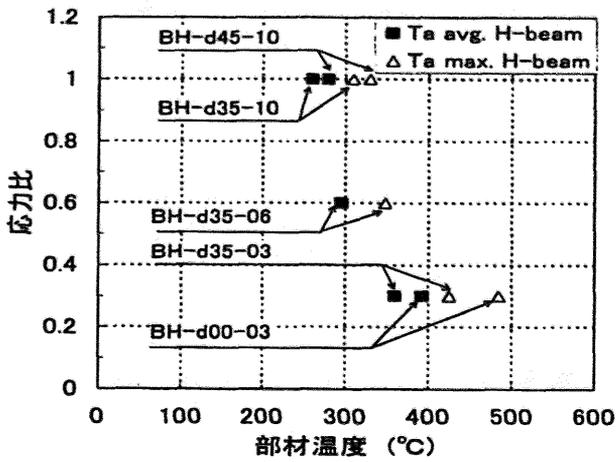


図 1.56 部材温度結果 (H 形梁)

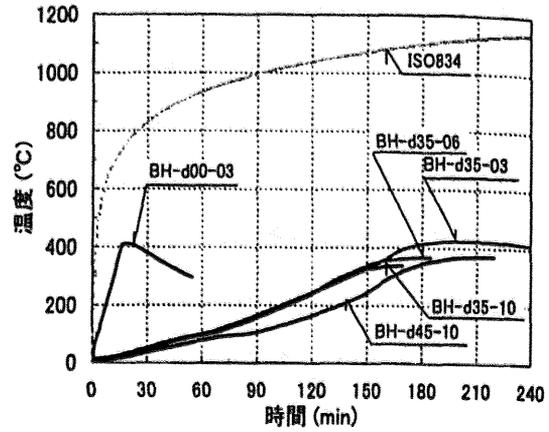


図 1.57 部材温度とたわみ

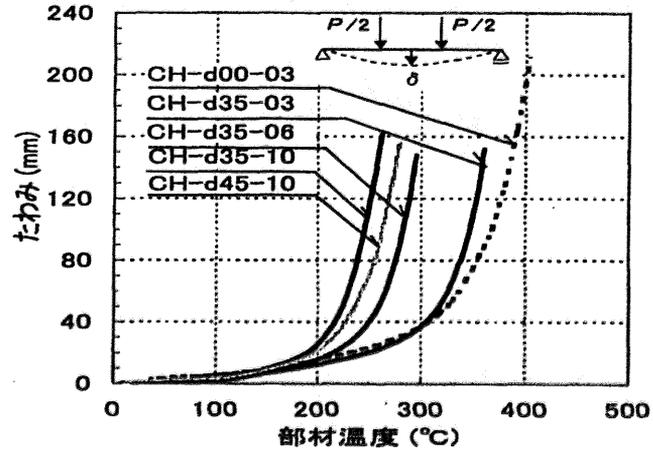


図 1.58 崩壊温度と応力比

・部材の簡易温度上昇式の提案 (文献 14)

右記の温度上昇開始時間や水分蒸発時間に着目した温度上昇モデルを用い、各種試験結果から上昇式の提案を試みている。

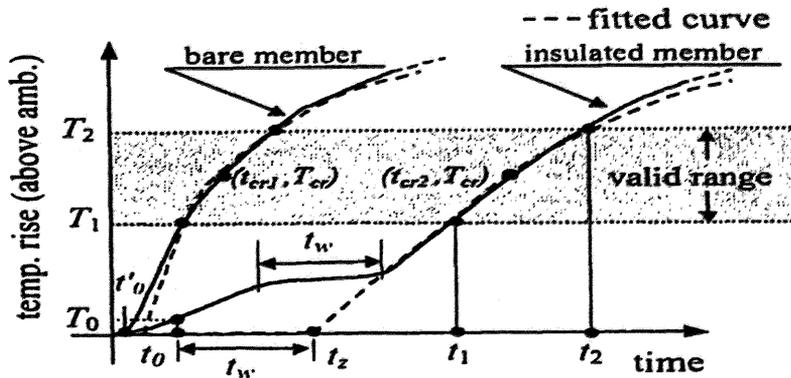


図 1.59 温度上昇モデル

求めた基本温度伝達速度、温度上昇時間と水分蒸発時間、熱抵抗係数を下記に示す。

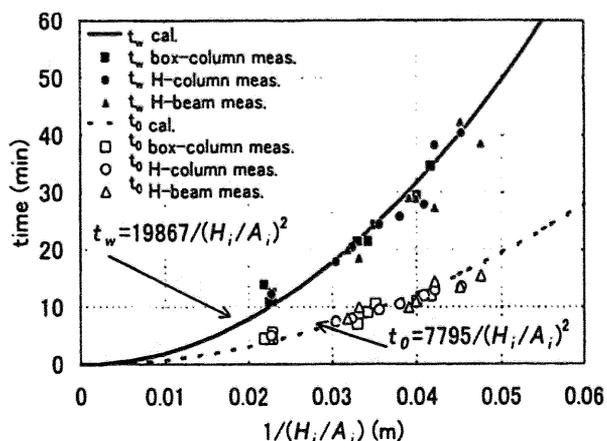


図 1.60 基本温度伝達速度

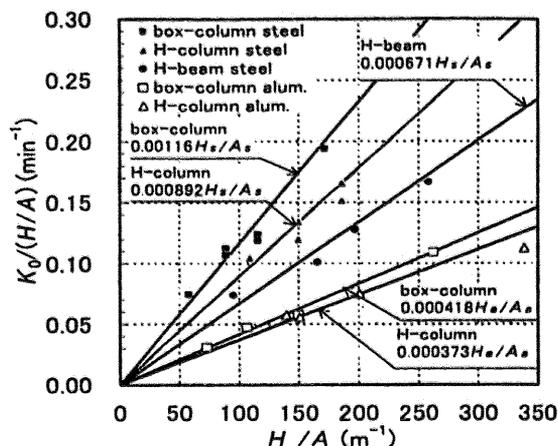


図 1.61 温度上昇開始時間、水分蒸発時間

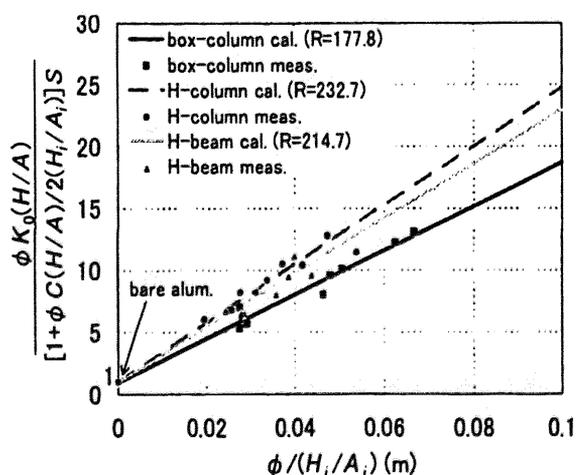


図 1.62 熱抵抗係数

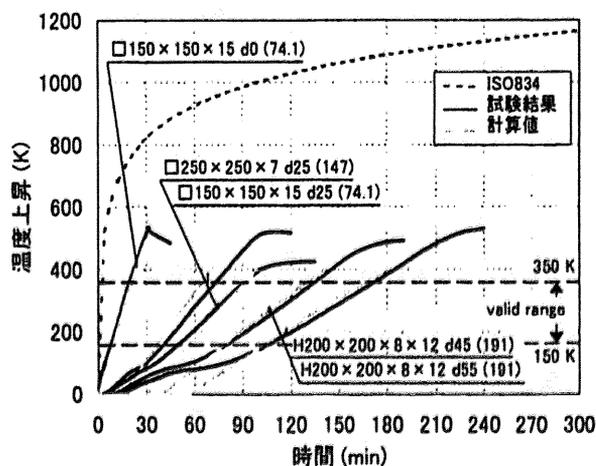


図 1.63 試験結果と計算値

これら設定した係数を計算式に代入し、図 1.63 で試験結果と計算値の比較を行っている。良い対応を確認した。

⑦2001 耐火検証法告示案（国土交通省）¹⁵⁾

1.2.2(2)章に示すように、鋼構造の耐火検証告示に倣った形式での耐火告示案が提示されている。耐火性能検証としては、架構の崩壊温度を算定するものであるが、本提案式と異なる詳細な式である。

1.3.2 海外文献による既往の研究 ^{20) 21) 22) 23) 24)}

主に海外文献の既往の研究結果について以下に示す。特に一般使用者向けの設計方法が示されている米国と欧州について、公の文書として提示されているものを対象にその概要を示す。

○米国

米国で一般使用者向けの文書を最も多く発表しているのは、アメリカアルミニウム協会（略称「AA」：The Aluminum Association）である。この「AA」の発行物は、材料特性に関する基礎データ資料集成、材料を用いた設計方法に関する資料集成、実際の製品事例などの資料集成などがある。本研究に関するものとして、材料に関する資料集成2例「Properties of Aluminum Alloy」²⁰⁾と「Aluminum standards and data」²¹⁾、AAの全研究成果の集成版であり材料から設計方法までのまとめである「Aluminum Design Manual」^{22) 23)}の概要を以下に示す。いずれの内容にも本研究と同様な「崩壊温度による耐火性能評価」は見られない。

・「Properties of Aluminum Alloy」2000年版

副題が「Tensile, Creep, and Fatigue Data at High and Low Temperature」とあり、高低温時の物理特性と機械的性質を示すデータが示されている。各章のタイトルは以下である。

Introduction

Mechanical Properties

Typical Mechanical Properties of Wrought and Cast Aluminum Alloys at Various Temperatures

Wrought Alloys : 1xxx Pure Al

Wrought Alloys : 2xxx Al - Cu Alloys

Wrought Alloys : 3xxx Al - Mn Alloys

Wrought Alloys : 4xxx Al - Si Alloys

Wrought Alloys : 5xxx Al - Mg Alloys

Wrought Alloys : 6xxx Al - Mg - Si Alloys

Wrought Alloys : 7xxx Al - Zn Alloys

Wrought Alloys : 8xxx Al + Other Elements

Cast Alloys : 2xxx Al - Cu Alloys

Cast Alloys : 3xxx Al - Si + Cu or Mg Alloys

Cast Alloys : 4xxx Al - Si Alloys

Cast Alloys : 5xxx Al - Mg Alloys

Cast Alloys : 7xxx Al - Zn Alloys

Fatigue Data

Appendix

各合金各種のデータのみが、掲載されている。

付録にも、高温時の部材や架構に関する評価方法は記述されていない。

・「Aluminum standards and data」1997年版

表題が示すように、アルミニウム合金の材料標準・部材標準・製造および製作管理標準などの内容と、材料の物理特性と機械的性質のデータが掲載されている。各章のタイトルは以下である。

1. General Information
2. Typical Properties
3. Application and Fabrication
4. Quality Controll
5. Terminology
6. Standards Section
7. Sheet and Plate
8. Fin Stock
9. Foil
10. Wire, Rod, and Bar – Rolled or Cold Finished
11. Wire, Rod, Bar, and Profiles (Shapes) – Extruded
12. Tube and Pipe
13. Structural Profiles (Shapes)
14. Forging Stock
15. Forgings
16. Electric Conductors

各合金各種のデータは前述と同様な掲載がなされており、標準的な部材に限って掲載しているが、設計で用いる場合は別の図書を参照のこととしている。

第13章は、構造の部材形状に関する記述で、高温時の耐火性評価方法は記述されていない。

・「Aluminum Design Manual」2000年版

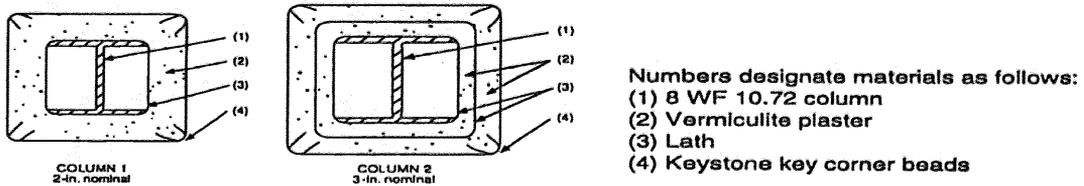
アルミニウム合金構造物を設計・製作する場合の基本的な手法を、材料・設計・製作について言及している。各巻のタイトルは以下である。

- I A. Specification for Aluminum Structures – Allowable Stress design
- I B. Specification for Aluminum Structures – Building Load and Resitance Factor design
- II A. Comentary on Specification for Aluminum Structures – Allowable Stress design
- II B. Comentary on Specification for Aluminum Structures – Building Load and Resitance Factor design
- III. Design Guide
- IV Materials
- V. Material Properties
- VI. Section Properties
- VII. Design Aids, Including Beam Formulas
- VIII. Illustrative Examples of Design
- IX. Guidelines for Aluminum Sheet Metal Work in Building Construction
- Appendix

Ⅲ巻に「Fire protection」の章がある以外は、火災に関連する記述はない。Ⅲ巻「Fire protection」では、アルミニウム合金部材の耐火被覆の方法について記述があるのみで、架構の耐火性能を崩壊系などから計算する方法は示されていない。耐火被覆の方法としては、法で決められた耐火時間に対応する被覆厚を施すことを明記している。但し、この厚さは、鋼構造での厚さに対する倍率として示されている。(図 1.64)

**RELATIVE THICKNESS OF VERMICULITE
REQUIRED FOR FIRE PROTECTION OF STRUCTURAL ALUMINUM MEMBERS**

Fire Protection Period, hours	Ratio <u>Thickness for Aluminum Member</u> <u>Thickness for Steel Member</u>
1	1.7
2	1.9
3	1.8
4	1.7



**Figure 9.0-1
SPECIMENS FOR FIRE PROTECTION TESTS**

図 1.64 被覆厚さ

○欧州

欧州では、構造設計の一般使用者向けの文書として、「Eurocode」が最も用いられる。この「Eurocode」は、構造種別ごとに9巻発刊されており、その第9巻がアルミニウム合金構造に関するものである。この第9巻には、正式版とはなっていないが耐火設計方法に関する章がある。この章「Eurocode 9 : Design of Aluminum Structures – Part 1-2 : General Rules – Structural Fire Design」 – prENV 1999-1-2²⁴⁾ の概要を以下に示す。

- ・「Eurocode 9 : Design of Aluminum Structures – Part 1-2 : General Rules – Structural Fire Design」 – prENV 1999-1-2
prENV 1999 とあり、正式版以前の 1999 年案を表している。各章のタイトルは以下である。

1. General
 2. Basic principles and rules
 3. Material properties
 4. Structural design
- Appendix

1章と2章は適用範囲や基本的な設計概念・仮定が示されている。3章では、アルミニウム合金の高温時材料特性（0.2%耐力低下率・弾性係数低下率・比熱・熱伝導率・熱膨張率）が示されている。4章では、耐火設計方法について記載がある。本研究との関連がある3章と4章について概要を示す。

i) 3章 材料特性

高温時材料特性のうち、特に重要な降伏強度（0.2%耐力）低下率と弾性係数低下率について、3章中の表を以下に示す。材料の適用範囲が決められており、下表に示す6種のアルミニウム合金（EN AW-5052, 5454, 5083, 6061, 6063, 6082）と付録の3種（EN AW-3003, 5086, 7075）に限られている。また、低下率の数値も火災継続時間が2時間までの火災に限定されている。

表 1.3 0.2%耐力低下率

Table 3.1. 0.2% proof stress ratios $k_{0.2, \theta}$ for aluminium alloys at elevated temperature for up to 2 hours thermal exposure period

Alloy	Temper	Aluminium alloy temperature °C							
		20	100	150	200	250	300	350	550
EN AW-5052	O	1,00	1,00	0,96	0,82	0,68	0,48	0,23	0
EN AW-5052	H34	1,00	1,00	0,92	0,52	0,33	0,22	0,13	0
EN AW-5083	O	1,00	1,00	0,98	0,90	0,75	0,42	0,22	0
EN AW-5083	H113	1,00	1,00	0,89	0,78	0,63	0,47	0,29	0
EN AW-5454	O	1,00	1,00	0,96	0,88	0,50	0,32	0,21	0
EN AW-5454	H32	1,00	1,00	0,92	0,78	0,36	0,23	0,14	0
EN AW-6061	T6	1,00	1,00	0,92	0,79	0,62	0,32	0,10	0
EN AW-6063	T6	1,00	1,00	0,90	0,74	0,38	0,20	0,10	0
EN AW-6082	T6	1,00	1,00	0,79	0,65	0,38	0,20	0,11	0

表 1.4 高温時弾性係数

Table 3.2. Modulus of Elasticity of Aluminium Alloys at elevated temperature for a two hour thermal exposure period, $E_{a,t,\theta}$.

Aluminium alloy temperature, θ (°C)	Modulus of Elasticity, $E_{a,t,\theta}$ (N/mm ²)
20	70 000
50	69 300
100	67 900
150	65 100
200	60 200
250	54 600
300	47 600
350	37 800
400	28 000
550	0

ii) 4章 構造耐火設計

4章は3つの節で構成される。各節ごとに概要を示す。

4.1 原則

構造耐火設計は以下の2つの方法に基づき行う。

- 各部材単位に適用される「簡易計算方法」
- 総合的に評価が可能な「高度な計算方法」

4.2 簡易計算方法

簡易計算方法は以下の手順で行う。

- 1) 建物内部火災についてアルミニウム合金構造架構の温度を算定する。(外部火災については付録の方法で行う。)
- 2) 算定された温度により、部材は熱劣化する。この熱劣化を各部材の耐力低減係数として算定する。
- 3) この耐力低減係数を予め各部材に与えて、通常の(常温の)構造計算を行い、部材の評価を行う。

各部材の耐力低減係数が、圧縮(座屈考慮)材・引張材・曲げ材(横座屈考慮)材と具体的に定式化され示されている。

4.3 高度な計算方法

高度な計算方法は以下の仮定のもとに行う。

- 1) 部材の温度上昇を適切に評価して解析を行う。
- 2) 部材の高温時機械的性質を適切に評価して幾何学的非線形性を考慮した解析とする。
- 3) 区画火災の前提条件内で崩壊の判断を行う。
- 4) 評価の妥当性は、施主と設計者の合意に基づいて行う。

ここで言う簡易計算方法は、各部材がある温度になっても長期荷重を支えられるように部材に安全率を課す方法である。この方法は許容応力度計算法の延長であり、本研究の崩壊温度算定方法のような、単純塑性理論に基づいた真の崩壊系を考慮した方法ではない。

高度な計算方法については、具体的な手法の提示がなされていないが、本質的には本論の4章で行う幾何学的非線形を考慮した弾塑性熱応力解析手法と同じである。

1.4 本研究の目的と論文構成

本研究では、検証の多大な時間浪費を解決するため、簡潔に行うことを中心に考えた検証法の提案を行う。つまり、アルミニウム合金構造の簡単明瞭な耐火性検証に資するため、アルミニウム合金構造の崩壊温度を単純な文字式で算定する方法を構築することを本論の目的としている。

簡潔に検証を行うために、検証方法の骨子は「架構の崩壊温度」を算定することを考えた。しかも崩壊温度の算定式を手計算でも行える程度まで平易な式とすることとした。

また、算定された崩壊温度が妥当性を持っていなければ意味がない。崩壊温度を算定するための基礎となる材料の高温時特性について再確認を行うと共に、算定した崩壊温度を各種実験とも整合された数値解析による結果と比較することにより、本論の妥当性を確認した。

これらの提案と確認を、以下のような章立て・手順で行っている。

1章 既往の研究ならびに本研究の目的をまとめた。

耐火性能評価を行う上で崩壊温度を用いた検証法はあるが、これより平易な算定式による崩壊温度算定手法の提案を行い、簡明な耐火性検証を行えるようにすることが本研究の目的である。

2章 高温特性のうち、崩壊温度算定に必要な高温降伏強度・高温ヤング係数についてまとめる。高温降伏強度については、すべて2直線で定義するとし、ヤング係数については合金種を問わずすべて同一の式で代表できることを示す。

3章 単純な文字式による崩壊温度算定式の提案を行う。提案は、以下の2点である。

- ・各応力状態での崩壊温度を算定する式（崩壊温度算定式）を単純な文字式とした。
 - ・崩壊モードによる釣合い式のうち柱梁崩壊モード式を柱耐力のみによる近似式とした。
- 各崩壊モードは梁か柱のいずれかで表現でき、梁・柱は単独で算定できる。

この提案により手計算で簡易に崩壊温度が算定できる。

また、この算定式を用いて架構の崩壊温度算定を行い、計算事例を示した。

4章 崩壊温度による耐火検証では変形量が把握できず、精査には幾何学的非線形を考慮した静的弾塑性熱応力解析を行う必要がある。本論の崩壊温度算定手法を検証するため、同じ計算事例に弾塑性解析を行う。弾塑性解析が工学的に遜色ない方法であることを示した上で解析を行った。解析では、崩壊温度算定的前提条件である崩壊付近での熱応力の消滅を示すことができ、基本的な前提条件の整理も行えた。その上で、同事例の計算結果を示した。

5章 同じ計算事例について、本論提案手法と弾塑性解析による精算解との比較検証を行う。本論による崩壊温度は、精算解による崩壊もしくは崩壊の前兆と思われる温度を指し示すことができ、本論の妥当性が明確となった。

6章 本研究の総括として、簡便で的確な崩壊温度算定手法の構築を示す。

● 1 章の参考文献

- 1) 福田俊文、山内泰之 他：金属系新素材・新材料の利用技術開発（建設省総合プロジェクト・新素材）その 1 全体研究計画および初年度の成果概要、日本建築学会大会梗概集、pp.1069-1070、 1989.
- 2) 本田薫、上杉英樹：金属系新素材・新材料の利用技術開発（建設省総合プロジェクト・新素材）その 92 アルミニウム合金の高温引張試験、日本建築学会大会梗概集、pp.1391-1392、 1993.
- 3) 田中勝巳、上杉英樹 他：アルミニウム合金を用いた建築構造に関する研究（その 60） アルミニウム合金部材の高温引張試験、日本建築学会大会梗概集、pp.53-54、 2001.
- 4) 林 恵群、上杉英樹 他：アルミニウム合金を用いた骨組架構の火災時における応力変形解析（その 1）、構造工学論文集 vol.41B 日本建築学会、pp.575-585、 1995.
- 5) 堀川達弥、小野徹郎 他：アルミニウム合金を用いた建築構造に関する研究（その 21） 建築構造部材としてのアルミニウム合金圧縮部材の高温強度特性、日本建築学会大会梗概集、pp.709-710、 1998.
- 6) 堀川達弥、小野徹郎 他：アルミニウム合金を用いた建築構造に関する研究（その 22） 建築構造部材としてのアルミニウム合金圧縮部材の高温強度特性、日本建築学会大会梗概集、pp.711-712、 1998.
- 7) 森 洋一、小野徹郎 他：アルミニウム合金を用いた建築構造に関する研究（その 34） アルミニウム合金部材の高温耐火特性 その 1、日本建築学会大会梗概集、pp.1005-1006、 2000.
- 8) 堀川達弥、小野徹郎 他：アルミニウム合金を用いた建築構造に関する研究（その 35） アルミニウム合金部材の高温耐火特性 その 2、日本建築学会大会梗概集、pp.1007-1008、 2000.
- 9) 猪熊敏成、中込忠男 他：アルミニウム合金を用いた建築構造に関する研究（その 50） 高温加熱を受けた高力摩擦接合実験（1）、日本建築学会大会梗概集、pp.491-492、 2001.
- 10) 小坂康之、中込忠男 他：アルミニウム合金を用いた建築構造に関する研究（その 51） 高温加熱を受けた高力摩擦接合実験（2）、日本建築学会大会梗概集、pp.493-494、 2001.
- 11) 遊佐秀逸、河野 守 他：アルミニウム合金を用いた建築構造に関する研究（その 56） アルミニウム合金材の耐火試験（試験目的および熱容量試験）、日本建築学会大会梗概集、pp.45-46、 2001.
- 12) 大貫寿文、大宮喜文 他：アルミニウム合金を用いた建築構造に関する研究（その 57） アルミニウム合金材の耐火試験（柱の載荷加熱試験）、日本建築学会大会梗概集、pp.47-48、 2001.
- 13) 鈴木信之、原田和典 他：アルミニウム合金を用いた建築構造に関する研究（その 58） アルミニウム合金材の耐火試験（はりの載荷加熱試験）、日本建築学会大会梗概集、pp.49-50、 2001.
- 14) 鈴木淳一、若松孝旺 他：アルミニウム合金を用いた建築構造に関する研究（その 59） アルミニウム合金材の耐火試験（部材の簡易温度上昇算定式）、日本建築学会大会梗概集、pp.51-52、 2001.
- 15) 建設省HP：平成 12 年建設省告示 1433 号の一部改正、 2000.

- 16) 上杉英樹、小池浩：高層鉄骨架構の熱応力解析（その 1）、日本建築学会構造系論文報告集、第 381 号、1987
- 17) 日本建築学会「鋼構造耐火設計指針」、1999
- 18) 建設省：平成 12 年建設省告示 1433 号、2000
- 19) 日本建築学会「鋼構造設計規準」、1970
- 20) The Aluminum Association : Properties of Aluminum Alloy , 2000.
- 21) The Aluminum Association : Aluminum standards and data , 1997.
- 22) The Aluminum Association : Aluminum Design Manual , 2000.
- 23) Kaufman, J.G and Kasser, R.C : Fire Protection For Aluminum Alloy Structural Shapes , Civil Engineering , March, 1963 .
- 24) European Committee for Standardization : Eurocode 9 : Design of Aluminum Structures – Part 1-2 : General Rules – Structural Fire Design」 – prENV 1999-1-2, 1999 .
- 25) 国土交通省：平成 14 年国土交通省告示 410 号：2002
- 26) アルミニウム建築構造協議会、日本建築センター他：「アルミニウム合金造技術基準解説及び設計・計算例」、H15.5

○事例写真

「アルミニウム建築のデザイン」：アルミニウム建築構造協議会

「AL建」：アルミニウム建築構造協議会

2. アルミニウム合金構造材料の高温時特性

2.1 はじめに

火災加熱を受けた部材は、強度・剛性が低下し、存在応力を支える限界の終局状態に達する。架構の中で終局状態部材が多数存在し、いずれかの崩壊モードが形成された場合、架構は崩壊状態となる。架構崩壊状態となる時の温度が架構の崩壊温度である（図 2.1）。

部材終局状態時の温度（図 2.2）を算定することが架構の崩壊温度算定の前提となる。本論目的の「崩壊温度を単純な文字式で表すことにより簡単明瞭な耐火性検証を行う」には、部材終局温度算定式を単純な文字式で表すことが必要である。部材の終局耐力は長期荷重による軸力又は曲げによる応力に依存し、終局耐力は材料の降伏応力度との積で求まると考える。単純な文字式には、材料の降伏応力度-温度関係式を単純にする必要がある。

本論では、各温度での降伏強度比（=降伏応力度/常温時降伏応力度）の温度による関係を 2 直線で表すという文献 1) で示された単純な関係式を用いる。この関係は鋼構造耐火設計指針 2)、鋼構造耐火告示 3)、アルミニウム合金構造耐火告示案 4) にも採用されている関係である。

本章では、簡明な崩壊温度算定式の根拠を明確にすることを目的に、まずアルミニウム合金の降伏応力度/常温時降伏応力度-温度関係を 2 直線で表されることを再確認する。

一方、座屈耐力を算定する場合には、降伏応力度と共に材料のヤング係数が重要となる。ヤング係数についても本章で定式化を行い、簡明な崩壊温度算定式の根拠とする。

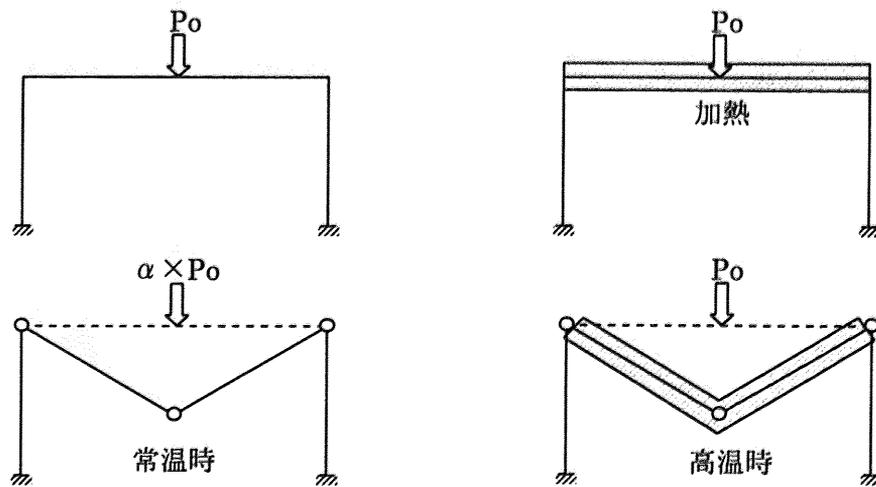


図 2.1 架構の（常温時）崩壊荷重と（高温時）崩壊温度

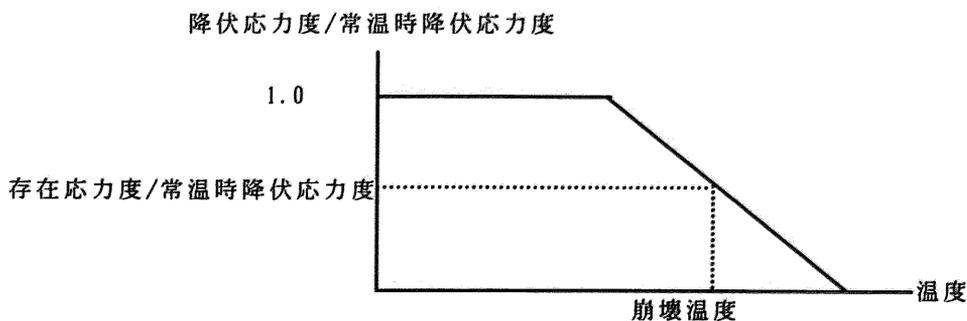


図 2.2 部材終局状態の模式図（降伏応力度低下率-温度関係）

2.1.1 アルミニウム合金について

アルミニウム合金は、平成14年告示第410号⁵⁾により建築構造部材として指定建築材料となり、初めて一般に使用できるようになった。指定された材料は、既往の研究^⑥でも提案された建築実績の多い材料の5000系・6000系を中心にした十数種である。

ここで、アルミニウム合金の主要な高温材料特性について、鋼構造との比較を示す。鋼構造の考え方をを用いるための根拠として、比較を行う。

○物理的特性⁷⁾⁸⁾⁹⁾

高温時に重要な物理的特性を①線膨張係数・②比熱・③熱伝導率について、鋼構造と比較する。建築用途を考え、アルミニウム合金は5000系・6000系のものを、鋼構造はSS・SM材を中心に比較する。

表 2.1 物理的性質の比較

	アルミニウム合金	鋼構造
①線膨張係数 (°C)	0.000024	0.000014
②比熱 (J/kg・°C)	900	520
③熱伝導率 (kw/m°C)	A5083 : 0.12 (常温) A6061 : 0.17 (常温)	0.052 (常温) ~0.033 (600°C)

①線膨張係数、②比熱、③熱伝導率のいずれも、アルミニウム合金は鋼の約2倍の数値である。従って、鋼構造に比べ伸びやすい材料といえる。

○機械的性質 1 - ヤング係数⁷⁾⁸⁾⁹⁾¹⁰⁾

常温および高温時のヤング係数を比較する。高温時ヤング係数は常温時に対する低下率で示す。アルミニウム合金は本章 2.3 でまとめた本論での関係式、鋼構造は鋼構造耐火設計指針で示される関係式である。

表 2.2 ヤング係数の比較

④ヤング係数 (N/mm ²)	アルミニウム合金	鋼構造
常温時	70,000	210,000
高温時 (常温に対する低下率)	$1 - 10^{-5.5 T^2}$	$1 - 10^{-6.0 T^2}$

アルミニウム合金の常温時ヤング係数は鋼の1/3で、高温劣化による低下率は鋼とあまり変わらない。

○機械的性質 2 - 高温時降伏強度

表 2.3 にアルミニウム合金構造告示で示された規準強度⁵⁾ (常温時降伏強度) を示す。アルミニウム合金構造は鋼構造と異なり、材料ごとに溶接部の強度が指定されている。

高温時降伏強度の比較を高温時降伏強度の低下率として図 2.3 に示す。アルミニウム合金は本章 2.3 でまとめた本論でも用いる告示案の関係式、鋼構造は鋼構造耐火告示で示される関係式である。また、図 2.3 中の 5000 系 6000 系合金は、文献 11) の協会規準で示された関係である。

表 2.3 常温時の基準強度(F 値)と溶接部基準強度(Fw 値)

アルミニウム合金材の規準強度(N/mm ²)			基準強度 F	溶接部 Fw	鋼構造規準強度(N/mm ²)		基準強度 F	
アルミニウム 合金 板材	A5052-H112	板厚 13 mm 以下	110	65	構造用 鋼材	SS400 SM400B SN400B STK400	板厚 40 mm 以下	235
	A5052-H34	板厚 12 mm 以下	175	65				
	A5083-H112, A5083-O	板厚 75 mm 以下	110	110				
	A5083-H32	板厚 12 mm 以下	210	110				
アルミニウム 合金 押出形材	A5083-H112, A5083-O	板厚 130 mm 以下	110	110		SS400 SM400B SN400B STK400	板厚 40 mm 超	215
	A6061-T6		210	110				
	A6063-T5	板厚 25 mm 以下	110	50		SM490B SN490B STKN490	板厚 40 mm 以下	325
	A6063-T6	板厚 25 mm 以下	165	50				
	KA6082-T6	板厚 15 mm 以下	240	110				
	A6N01-T5	板厚 12 mm 以下	175	100		SM490B SN490B STKN490	板厚 40 mm 超	295
	A6N01-T6	板厚 6 mm 以下	210	100				
A7003-T5	板厚 25 mm 以下	210	155					

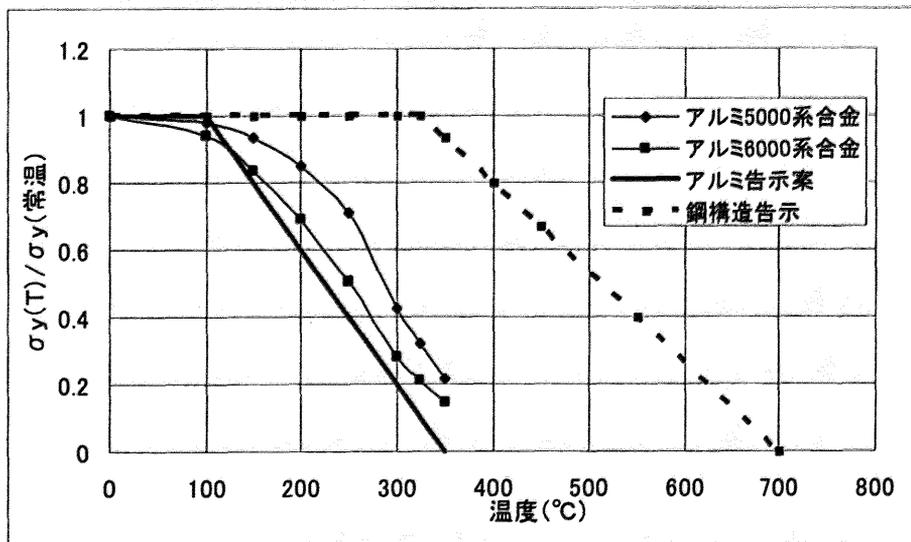


図 2.3 高温時降伏強度低下率の鋼構造との比較

表 2.3 より、アルミニウム合金の常温降伏強度は鋼の 1/3～同程度であることが分かる。また、図 2.3 より、アルミニウム合金は 100℃から劣化し 350℃で降伏強度がゼロと仮定でき、鋼は 325℃から劣化し 700℃でゼロと仮定できるとしているため、相対的には高温劣化による低下率は鋼とあまり変わらない関係であることが分かる。

鋼との比較により、以下の結果を得た。

- ①アルミニウム合金の線膨張係数は鋼の 2 倍である。
- ②アルミニウム合金の常温ヤング係数は鋼の 1/3 であるが、高温劣化による低下割合は鋼と変わらない。
- ③アルミニウム合金の常温降伏強度は鋼の 1/3 倍～同程度まで幅広くあるが、常温時に対する高温時の降伏強度の比は、鋼材と同様に折れ線で表現でき、高温劣化による低下割合も鋼と変わらない。

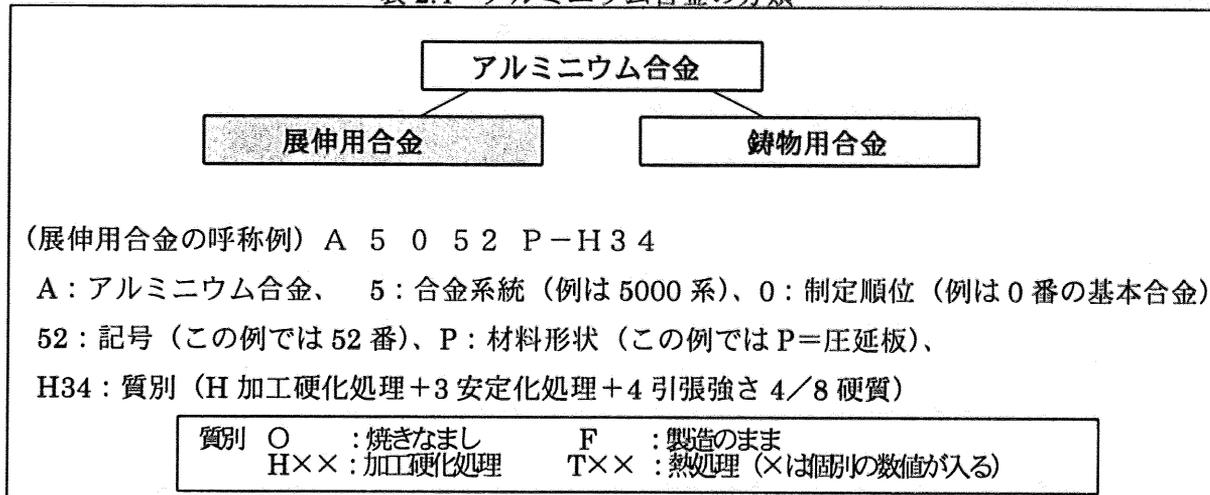
鋼の崩壊温度算定式では、ヤング係数もしくは降伏強度の高温低下割合の項が必ず含まれる。この 2 点の低下割合が鋼とあまり変わらないため、崩壊温度算定式は鋼のものが使用できると考えられる。

また、アルミニウム合金は線膨張係数 (α) は鋼の 2 倍で、同じ降伏強度比に達する温度 (ΔT) が鋼の約 1/2 であるため、梁スパン (L) が同じであれば、同じ降伏強度比に達する梁の膨張量 ($\alpha \times \Delta T \times L$) は、鋼とほぼ同じになると考えられる。

2.1.2 アルミニウム合金の種類と用途 ^{7) 12)}

アルミニウム合金は大きく展伸用と鋳物用に分類され、建築分野では主に展伸用合金が多く使われる。展伸用合金は表 2.4 の JIS 規格による呼称で呼ばれる。展伸用合金には合金系統があり、1000 系～7000 系まで 7 種類がある。その中で制定順位と制定番ごとに下 3 桁が決まっている。

表 2.4 アルミニウム合金の分類



最後の質別記号は加工処理を示しており、例えば常温強度上昇を目的とした処理を行うと、A O O O O が同じでも常温強度は異なる。この加工処理は主に熱処理であるため、質別は材料温度履歴を表すことになり、高温時の耐火性に大きく関係してくる。この質別は表 2.4 に示すように大きく 4 種類ある。O と F は材料本来の性状を示すのに対して、H や T は熱処理を行っているため、高温時の性状が異なってくる。アルミニウム合金の種類と用途について表 2.5 に示す。アルミニウム合金は用途の多さに応じて常温時降伏強度が 50~600N/mm² 相当まで幅広くある。

表 2.5 アルミニウム合金の系別諸性質

1000 系アルミニウム (非熱処理型合金) 純度 99.00%以上の工業用純アルミニウム系材料。加工性、耐食性、溶接性に優れるが、強度が低い。強度を要しない家庭用品、電気器具、工業用タンク、建築パネル等に用いられる。
2000 系アルミニウム合金 (熱処理型合金) ジュラルミン(2017)、超ジュラルミン(2024)の材料。鋼材相当の強度を持ち航空機用材料や切削性良好のため機械部品の使用が多い。
3000 系アルミニウム合金 (非熱処理型合金) マンガンを添加して純アルミの加工性、耐食性を損なわず強度を高めたもの。器物、屋根板、ドアパネル、アルミ缶等用途は広い。
4000 系アルミニウム合金 (非熱処理型合金) シリコンを添加し熱膨張率を押さえ耐摩耗性改善した。鍛造ピストンの使用あり、また被膜色からビル建築外装パネルとして使用される。
5000 系アルミニウム合金 (非熱処理型合金) マグネシウムを添加して強度を高めたもので、耐食性・溶接性から溶接構造材として車両、建材、器物 船舶、車両、化学プラントなどに使用されている。
6000 系アルミニウム合金 (熱処理型合金) 強度、耐食性、溶接性とも良好で陽極酸化被膜に適する代表的な構造用材料。6063 は押出性に優れサッシ等で用いられ 6061-T6 は SS400 鋼と同等の強度でトラス等で用いられる。
7000 系合金 (熱処理型合金) 強度が高く、押出性、溶接性に優れ、溶接構造材料として鉄道車両などに用いられる。

表 2.4 に示す質別記号は、冷間加工・溶体化処理・時効硬化処理・焼きなましなどによって、強度・成形性などの所定の性質を得る「調質」の記号を示している。製造方法と質別記号の関係を図 2.4 に示す。

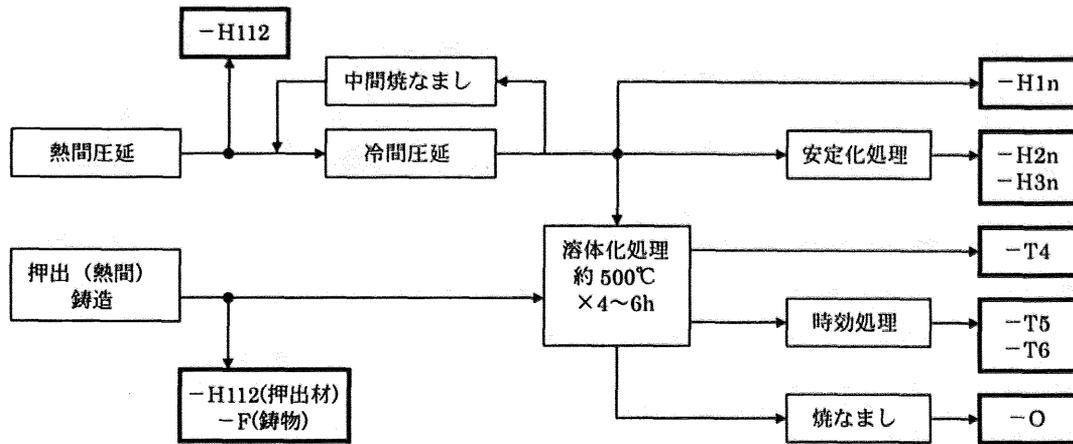


図 2.4 製造方法と質別記号区分

2.2 アルミニウム合金構造材料の高温時特性データ

耐火検証に特に重要な、高温時降伏強度（0.2%耐力）、高温時0.2%耐力比（常温0.2%耐力との比）、高温時ヤング係数を、国内・海外の文献からデータを収集し、表2.6の代表的な合金（1000系～7000系まで17合金）について調査した。以下にその結果を示す。

2.2.1 合金の種類と化学成分ならびに出典

高温時特性として取り上げたデータは表2.7に示す文献より得たものである。次項以降に高温時特性を示す。代表合金の化学成分（表2.8）をみると、4032のみアルミニウムの含有量が81～86%で90%を下回るが、他はアルミニウムが90%以上含有される。

表2.6 代表的な合金

合金系	合金の種類
1000	1100-O, -H14, -H18
2000	2014-T6, 2024-T6
3000	3003-H14, 3004-H34
4000	4032-T6
5000	5052-O, -H34, 5083-O
6000	6061-T6, 6063-T5, -T6
7000	7003-T5, 7075-T6, 7N01-T6

表2.7 出典

	出典名	凡例
1	米アルミニウム工業会（AA）	○
2	米金属学会（ASM）	◇
3	軽金属学会	□
4	アルミニウムハンドブック	△
5	軽金属溶接構造協会（軽溶協）	×
6	Euro code 9	+
7	アルミニウム協議会など	●

表2.8 代表的なアルミニウム合金の化学成分

合金番号	化学成分 (%)									
	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	その他	Al
1100	0.95		0.05~0.20	0.05	-	-	0.10	-		≥99.00
2014	0.50~1.2	0.70	3.9~5.0	0.40~1.2	0.20~0.8	0.10	0.25	0.15	Zr+Ti 0.20	残部
3003	0.60	0.70	0.05~0.2	1.0~1.5	-	-	0.10	-		残部
3004	0.30	0.70	0.25	1.0~1.5	0.8~1.3	-	0.25	-		残部
3005	0.60	0.70	0.30	1.0~1.5	0.20~0.6	0.10	0.25	0.10		残部
4032	11.0~13.5	1.00	0.50~1.3	-	0.8~1.3	0.10	0.25	-	Ni 0.50 ~1.3	残部
5052	0.25	0.40	0.10	0.10	2.2~2.8	0.15~ 0.35	0.10	-		残部
5083	0.40	0.40	0.10	0.40~1.0	4.0~4.9	0.05~ 0.25	0.25	0.15		残部
6061	0.40~0.8	0.70	0.15~0.40	0.15	0.8~1.2	0.04~ 0.35	0.25	0.15		残部
6063	0.20~0.6	0.35	0.10	0.10	0.45~0.9	0.10	0.10	0.10		残部
7003	0.30	0.35	0.20	0.30	0.50~1.0	0.20	5.0~6.5	0.20	Zr 0.05~ 0.25	残部
7N01	0.30	0.35	0.20	0.20~0.7	1.0~2.0	0.30	4.0~5.0	0.20	Zr 0.25, V 0.10	残部
7075	0.40	0.50	1.2~2.0	0.30	2.1~2.9	0.18~ 0.28	5.1~6.1	0.20	Zr+Ti 0.25	残部

2.2.2 高温時降伏強度に関するデータ^{7) 9)~16)}

高温時降伏強度の数值は、鋼構造^{2) 3)}では1%全ひずみ時応力を基にしているが、アルミニウム合金では各データが海外データ^{13)~16)}も含めて0.2%耐力しかないためこのデータとしている。高温時降伏強度(0.2%耐力)、高温時0.2%耐力比(降伏強度比)を以下に示す。

なお、0.2%耐力比に折れ線¹⁾が記入してあるが、これは告示案⁴⁾で示される降伏強度比($\kappa(T)$)の式である。

$$\begin{aligned}\kappa(T) = \sigma_{y,T}/\sigma_{y,RT} &= 1.0 && (T \leq 100^\circ\text{C}) \\ &= 1.0 - (T-100)/250 && (100^\circ\text{C} < T \leq 350^\circ\text{C})\end{aligned}\quad (2.1)$$

T: 温度(°C)

$\sigma_{y,T}$: 高温時の降伏強度

$\sigma_{y,RT}$: 常温時の降伏強度

また、破線は下式で示す $\kappa(T)$ を0.6倍した関係を記入した。

$$\begin{aligned}\kappa(T) = \sigma_{y,T}/\sigma_{y,RT} &= 0.6 && (T \leq 100^\circ\text{C}) \\ &= 0.6 \times \{1.0 - (T-100)/250\} && (100^\circ\text{C} < T \leq 350^\circ\text{C})\end{aligned}\quad (2.1.1)$$

これは後述するが、合金の中には200°C~300°Cで熱処理された合金があり、この合金でも折れ線関係が成立するものとして、破線を設定した。

・名称：A1100-O

純アルミのため強度は低いが、成形性、溶接性、耐食性に優れる。

主な用途は、一般器物、外装パネルなど建築内外装、各種容器、電気器具などである。

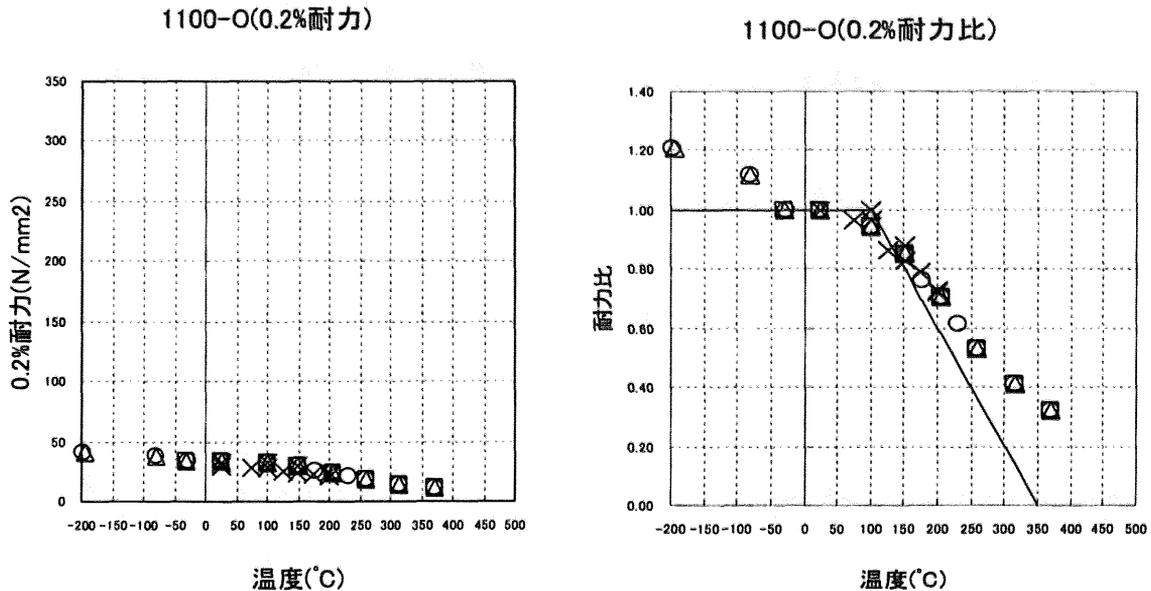


図 2.5 A1100-Oの0.2%耐力と耐力比

・名称：1100-H14

純アルミのため強度は低いが、成形性、溶接性、耐食性に優れる。強度を高めるために少し冷間圧延により加工硬化させた材料で、加工性に優れ外装パネルなど建築内外装、各種容器、電気器具などに用いられる。

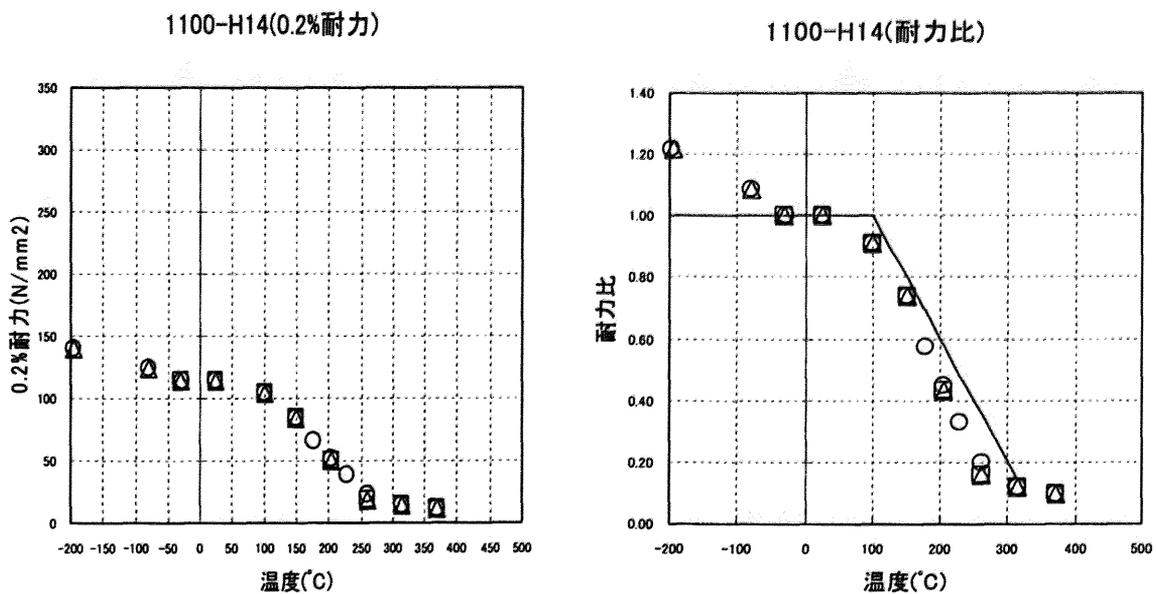


図 2.6 A1100-H14の0.2%耐力と耐力比

・名称：1100-H18

純アルミのため強度は低いが、成形性、溶接性、耐食性に優れる。冷間加工により強度をできるだけ高くした材料で一般器物、外装パネルなど建築内外装、各種容器、電気器具などに用いられる。

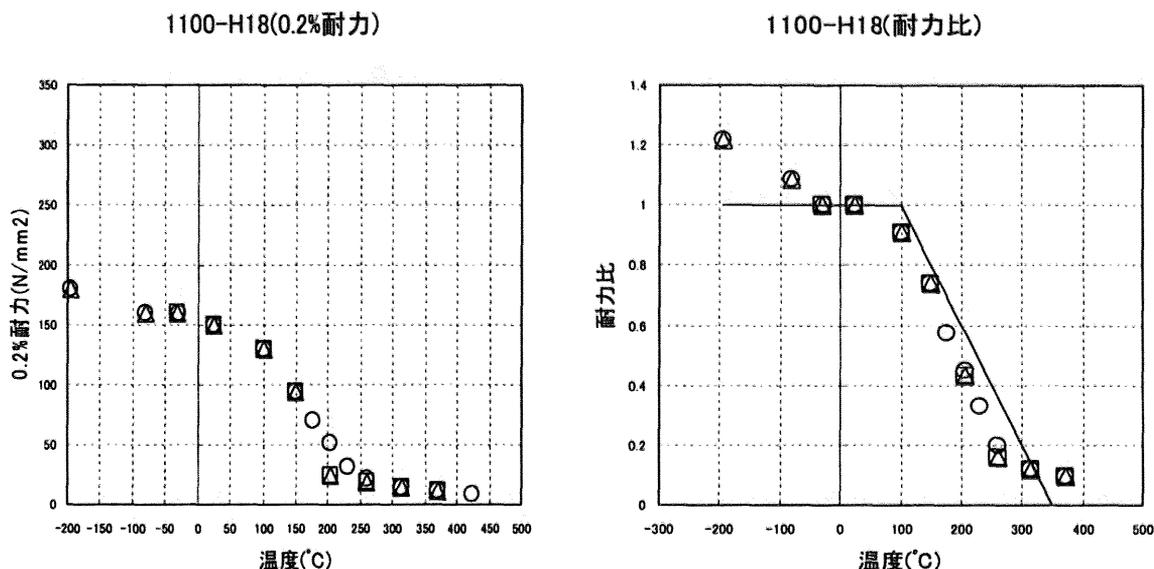


図 2.7 A1100-H18 の 0.2%耐力と耐力比

・名称：2014-T6

強度の高い熱処理合金であるが、耐食性が良くないため合せ板として用いられる。主な用途は、航空機、各種構造物などである。

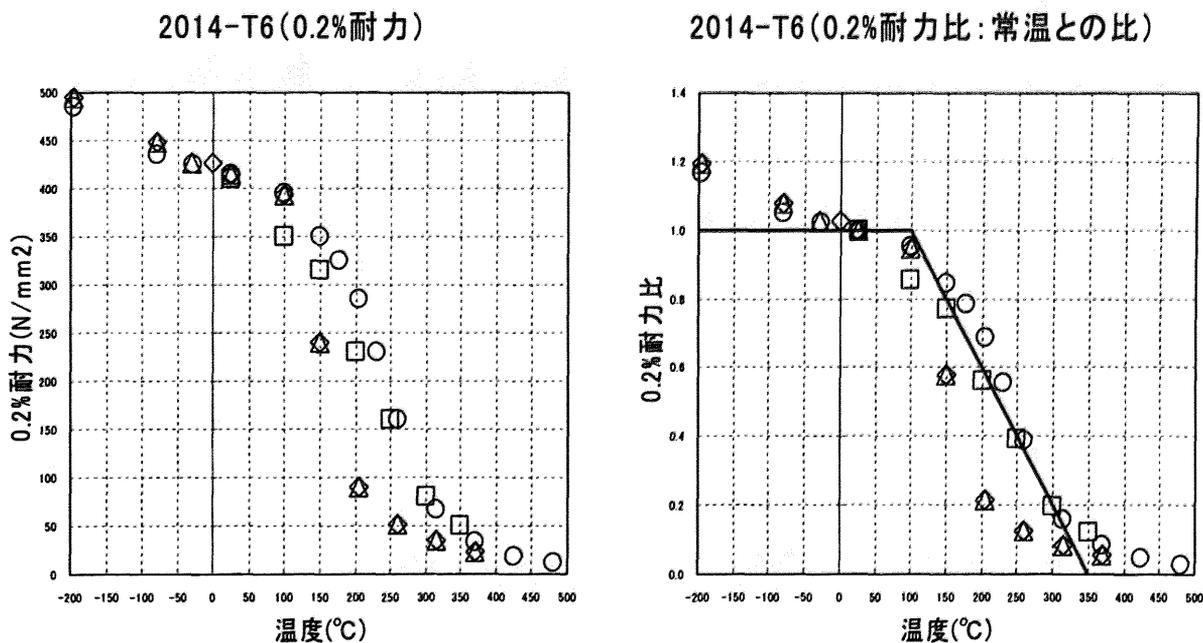
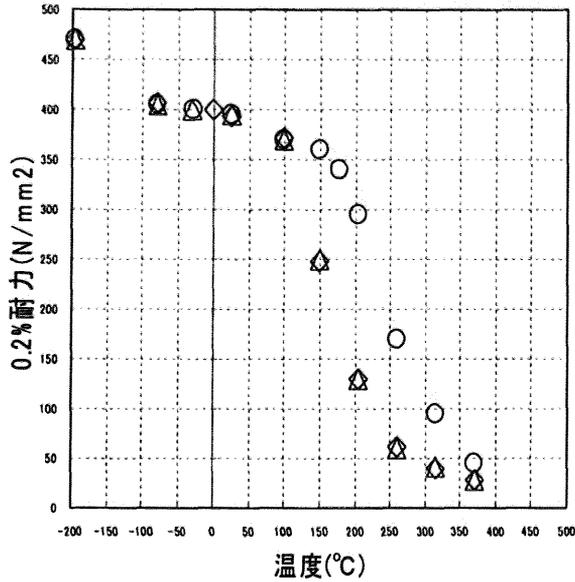


図 2.8 A2014-T6 の 0.2%耐力と耐力比

・名称：2024-T6

強度の高い熱処理合金で切削加工性も良いが、耐食性が良くないため合せ板として用いられる。
 主な用途は、航空機、各種構造物、スポーツ用品などである。

2024-T6 (0.2%耐力)



2024-T6 (0.2%耐力比: 常温との比)

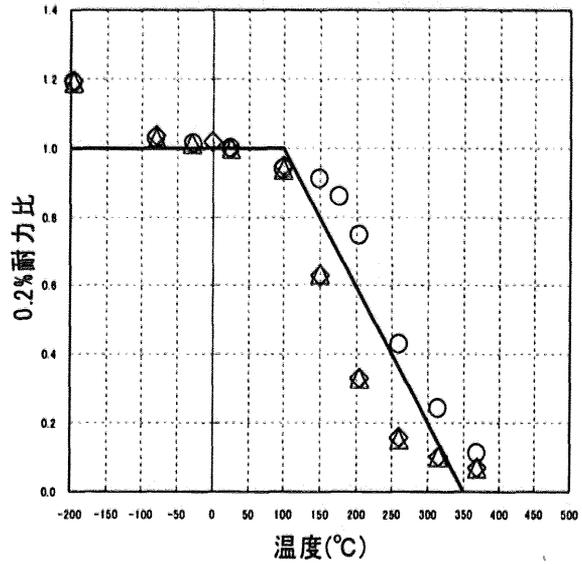


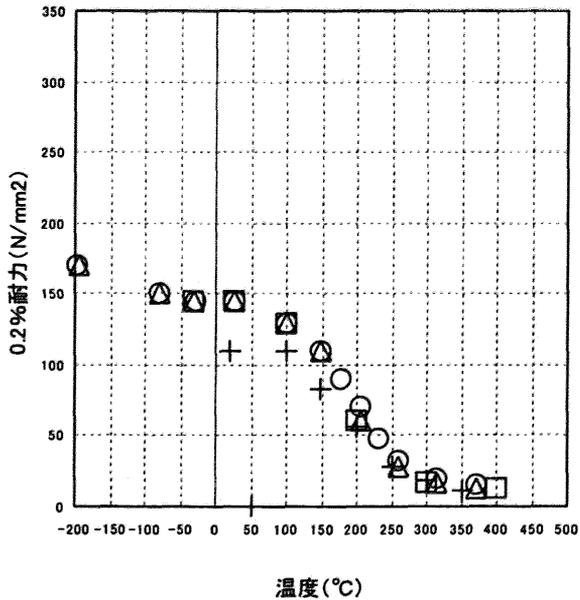
図 2.9 A2024-T6 の 0.2%耐力と耐力比

・名称：3003-H14

純アルミより強度が高く、成形性、耐食性、溶接性に優れる。

主な用途は、外装パネル、屋根など建築外装、一般器物、空調機フィン、容器などである。

3003-H14 (0.2%耐力)



3003-H14 (0.2%耐力比)

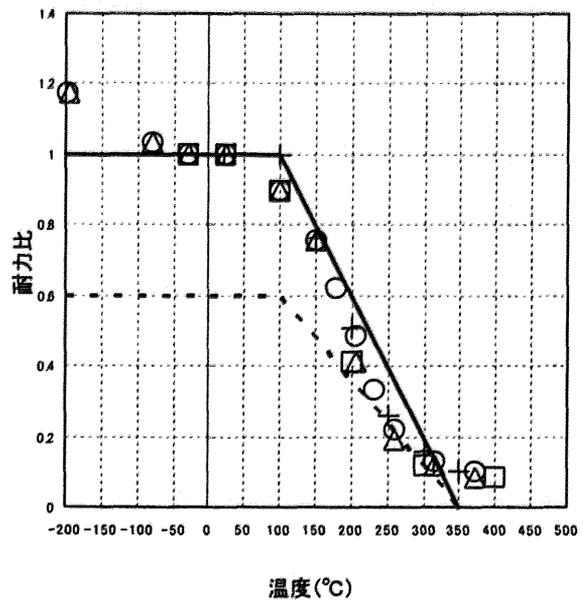


図 2.10 A3003-H14 の 0.2%耐力と耐力比

・名称：3004-H34

3003より強度が高く、成形性、耐食性に優れる。

主な用途は、屋根、ドアパネルなど建築内外装、カラーアルミ、飲料缶などである。

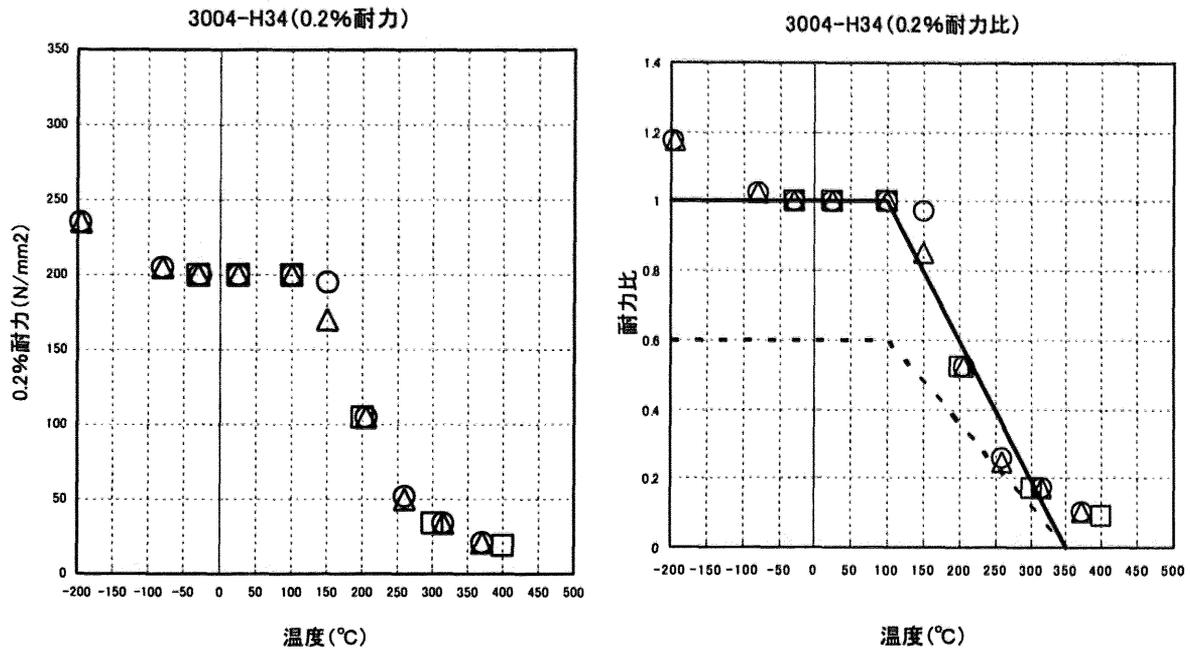


図 2.11 A3004-H34 の 0.2%耐力と耐力比

・名称：4032-T6

シリコンを添加して熱膨張率を押さえ、耐摩耗性の改善を行ったもので鍛造ピストン材料として用いられる。陽極酸化処理被膜が灰色を呈するためビル建築の外装パネルにも用いられる。

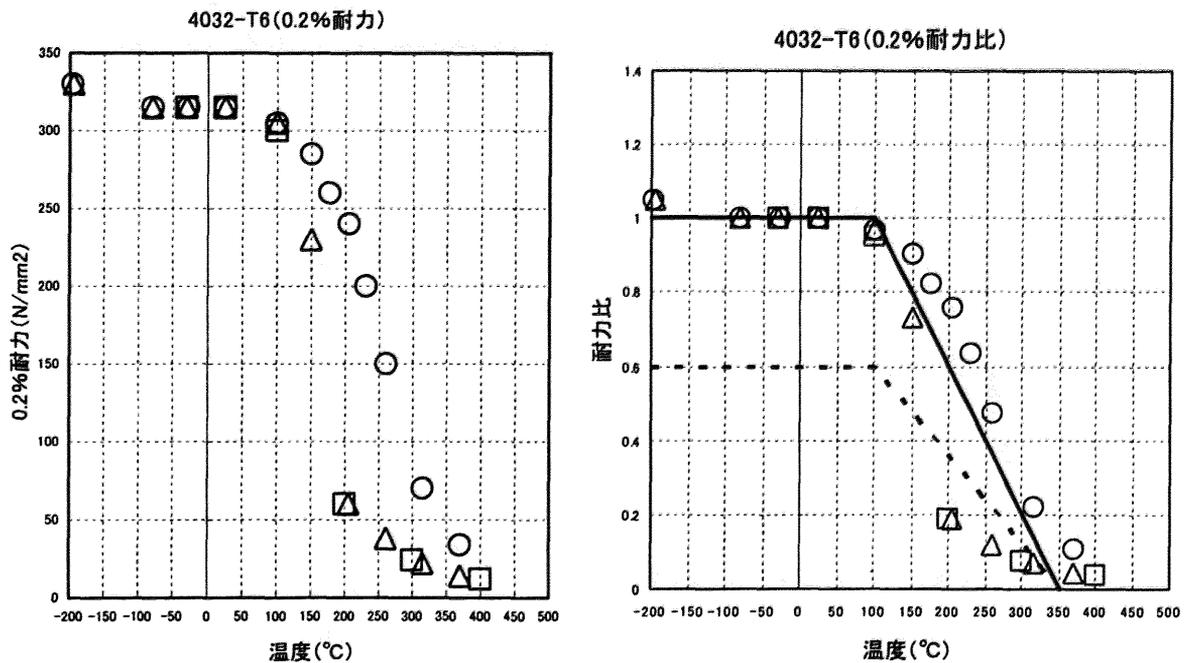


図 2.12 A4032-T6 の 0.2%耐力と耐力比

・名称：5052-O

中程度の強度をもった代表的な合金で、耐食性、成形性、溶接性に優れる。

焼き鈍した材料で成形性、溶接性に優れ、建材、船舶、車両などにもちいられる。

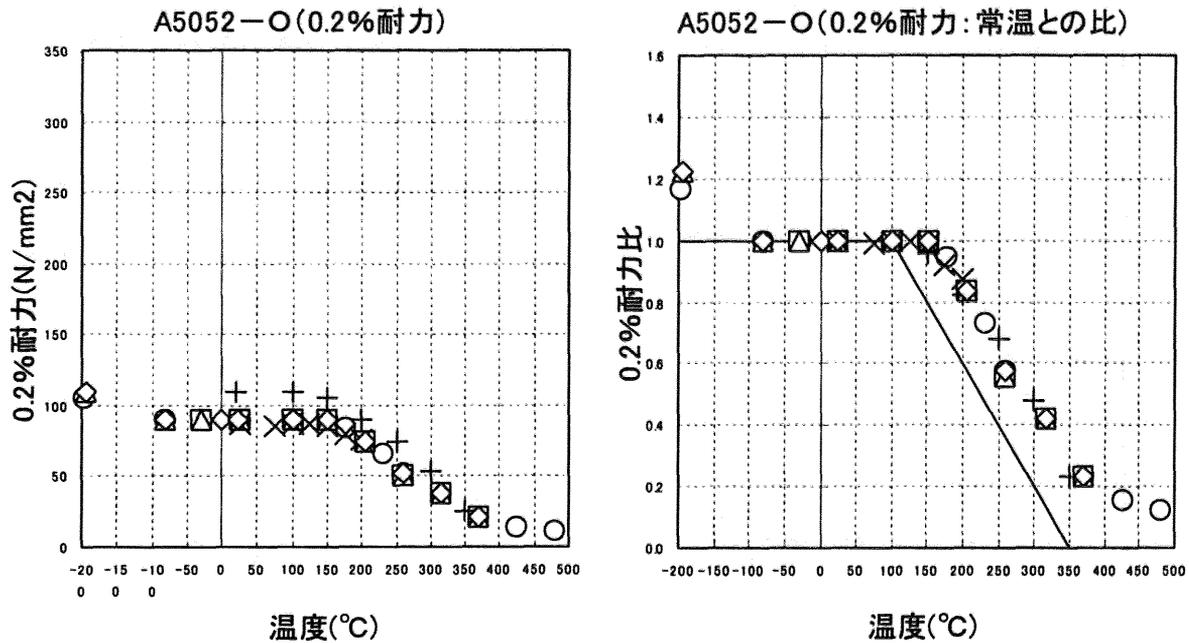


図 2.13 A5052-O の 0.2% 耐力と耐力比

・名称：A5052-H34

中程度の強度をもった代表的な合金で、耐食性、成形性、溶接性に優れる。

強度を高めつつ加工性を良くするため、冷間圧延により加工硬化後に安定化処理をした材料で建材、船舶、車両、飲料缶などに用いられる。

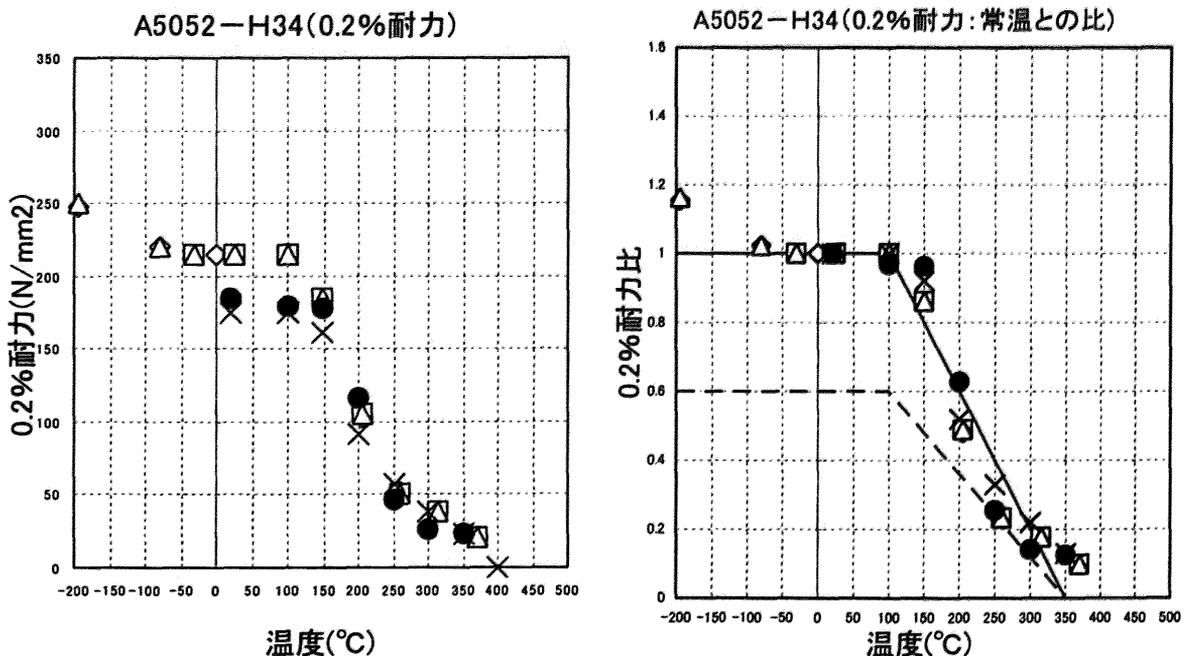


図 2.14 A5052-H34 の 0.2% 耐力と耐力比

・名称：5083-O

非熱処理合金で強度が高く、耐食性、溶接性に優れる。

主な用途は、船舶、車両、圧力容器、低温用タンクなどである。

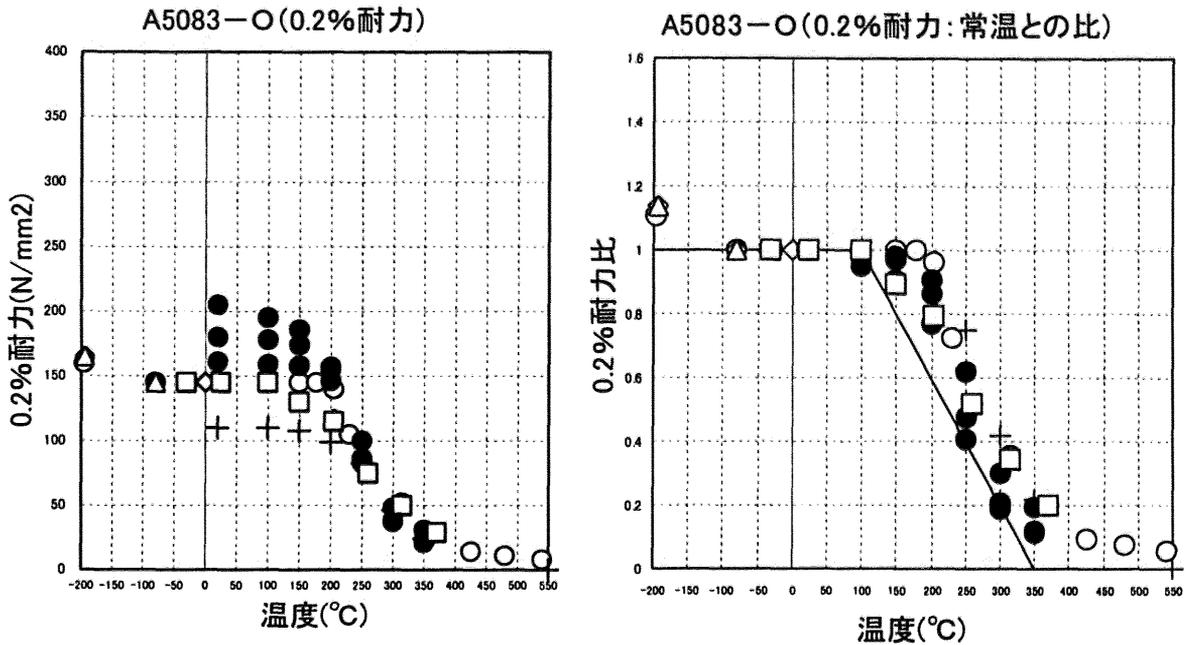


図 2.15 A5083-Oの0.2%耐力と耐力比

・名称：6061-T6

熱処理型の合金で耐食性に優れる。

主な用途は、船舶、車両、土木構造物などである。

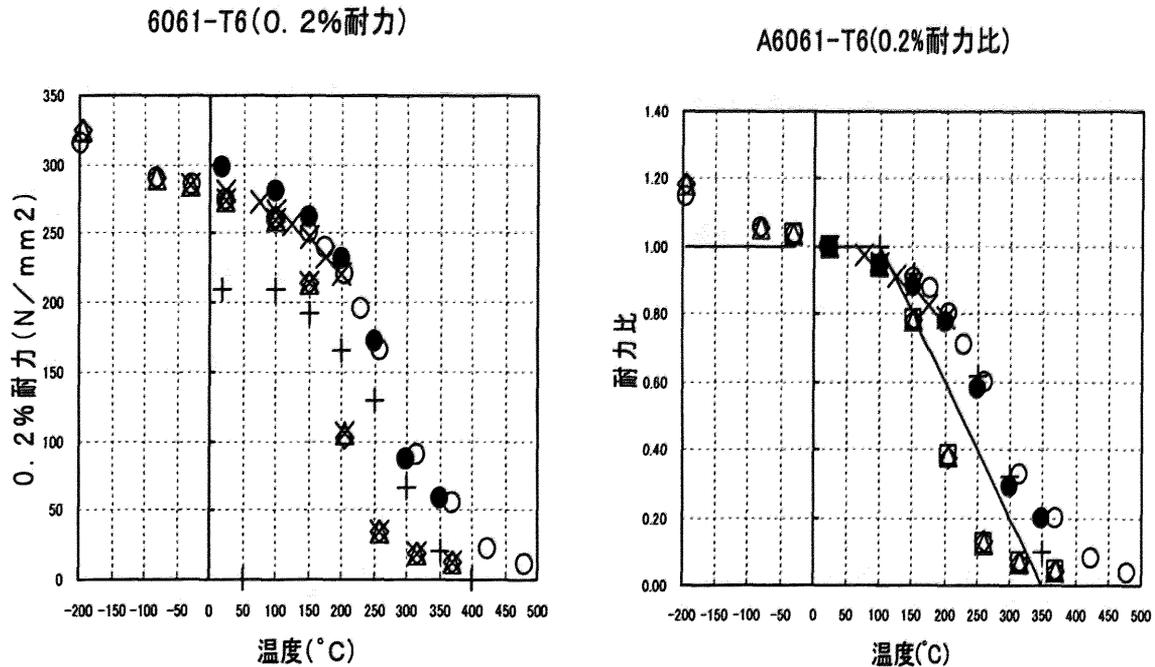


図 2.16 A6061-T6の0.2%耐力と耐力比

・名称：6063-T5

代表的な押し出し用合金で6061より強度は低いが、押出性に優れ、溶接性、加工性も良い。陽極酸化処理性も良い。押し出し加工冷却後人工時効硬化処理した材料で、建築用ドア・サッシ材、土木用材、家具、家電製品などに用いられる。

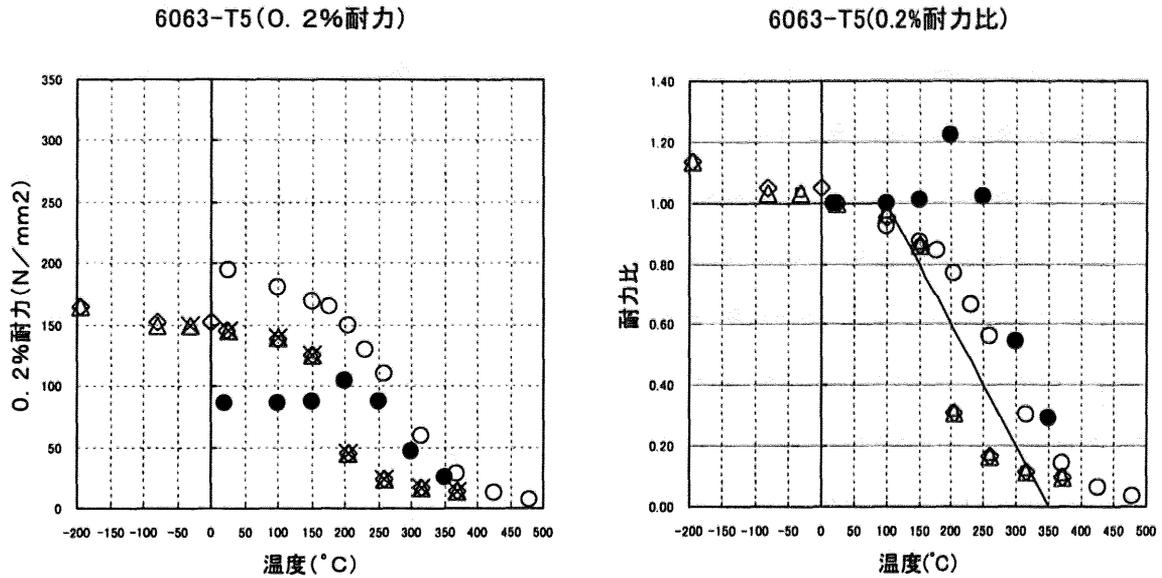


図 2.17 A6063-T5 の 0.2%耐力と耐力比

・名称：6063-T6

代表的な押し出し用合金で6061より強度は低いが、押出性に優れ、溶接性、加工性も良い。陽極酸化処理性も良い。押し出し加工後溶体化処理を行い人工時効硬化処理した材料で、建築用ドア・サッシ材、土木用材、家具、家電製品などに用いられる。

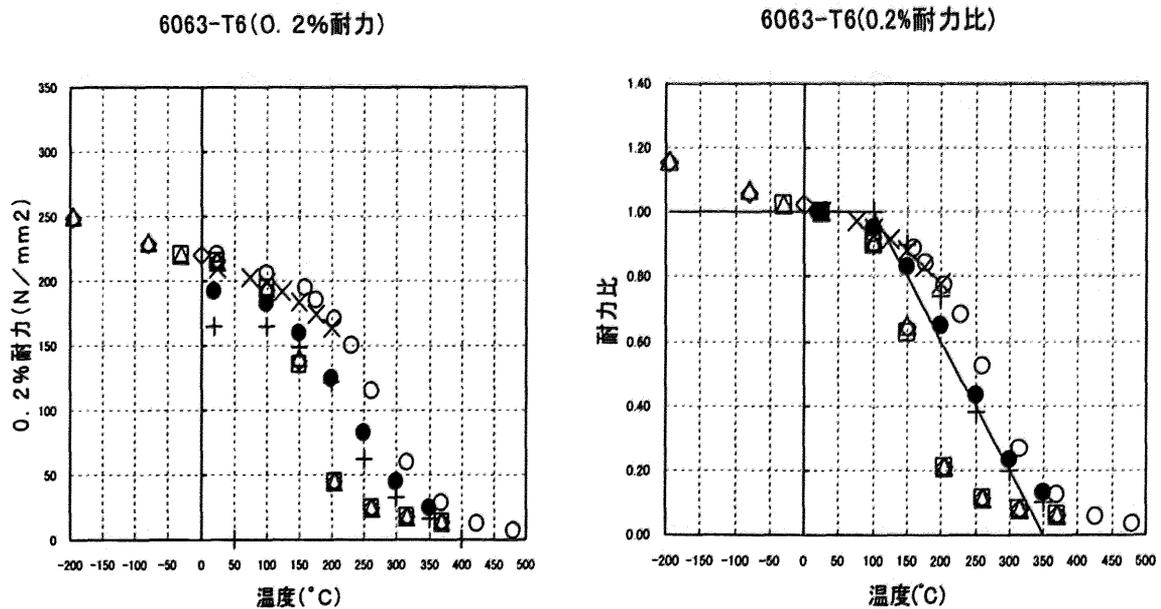


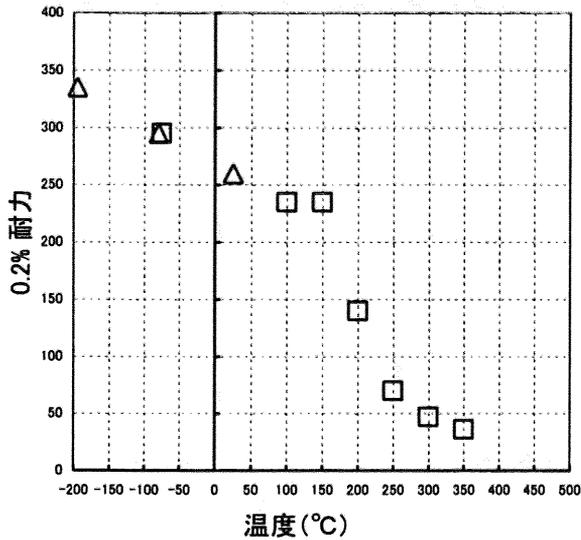
図 2.18 A6063-T6 の 0.2%耐力と耐力比

・名称：7003-T5

強度が高く、押出性がよい。

主な用途は、オートバイのリム、車両、溶接構造物などである。

A7003-T5(0.2%耐力)



A7003-T5(0.2%耐力比)

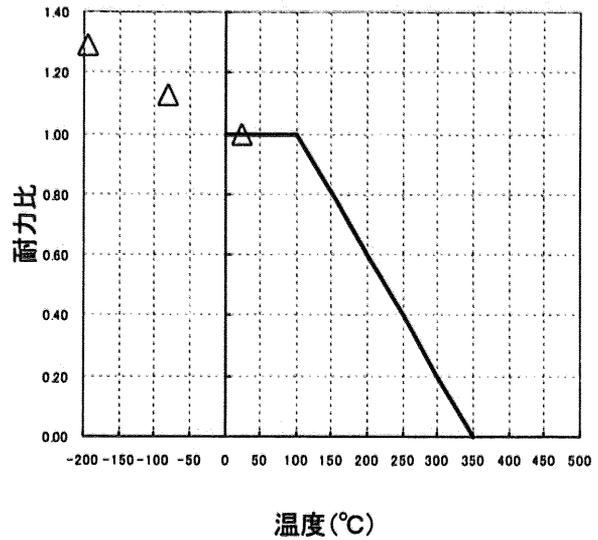


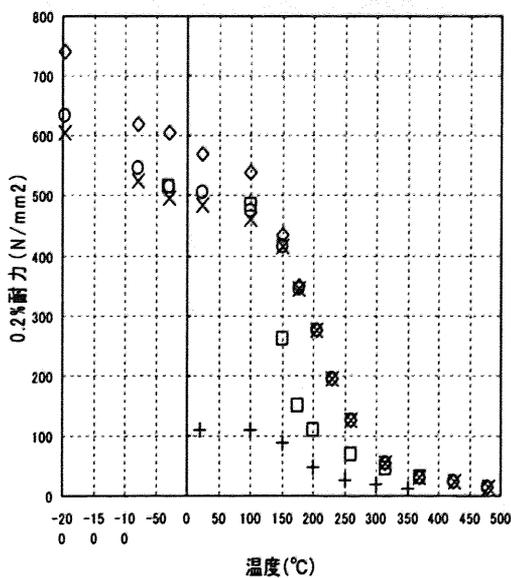
図 2.19 A7003-T5 の 0.2%耐力と耐力比

・名称：7075-T6

アルミニウム合金中最高の強度を持つが、耐食性は良くないため合せ板として用いられる。

主な用途は、航空機用材、スポーツ用品などである。

7075-T6(0.2%耐力)



7075-T6(0.2%耐力比)

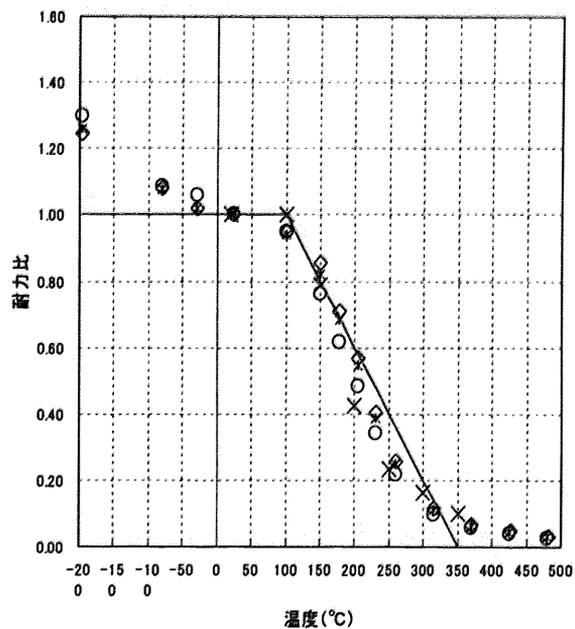


図 2.20 A7075-T6 の 0.2%耐力と耐力比

・名称：7N01-T6

強度が高く、しかも溶接部の強度が常温放置により回復する。

主な用途は、車両、溶接構造物などである。

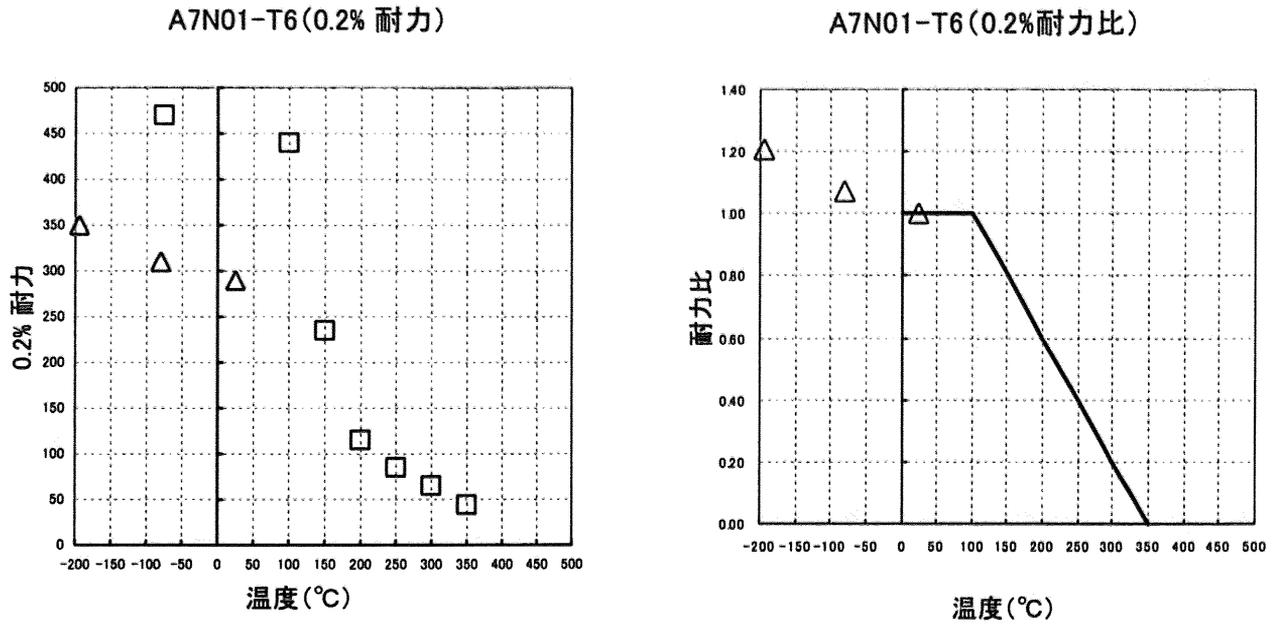


図 2.21 A7N01-T6 の 0.2%耐力と耐力比

2.2.3 高温時ヤング係数に関するデータ

高温時ヤング係数を代表的な合金(1000~7000系の17合金)について、系ごとに以下に示す。

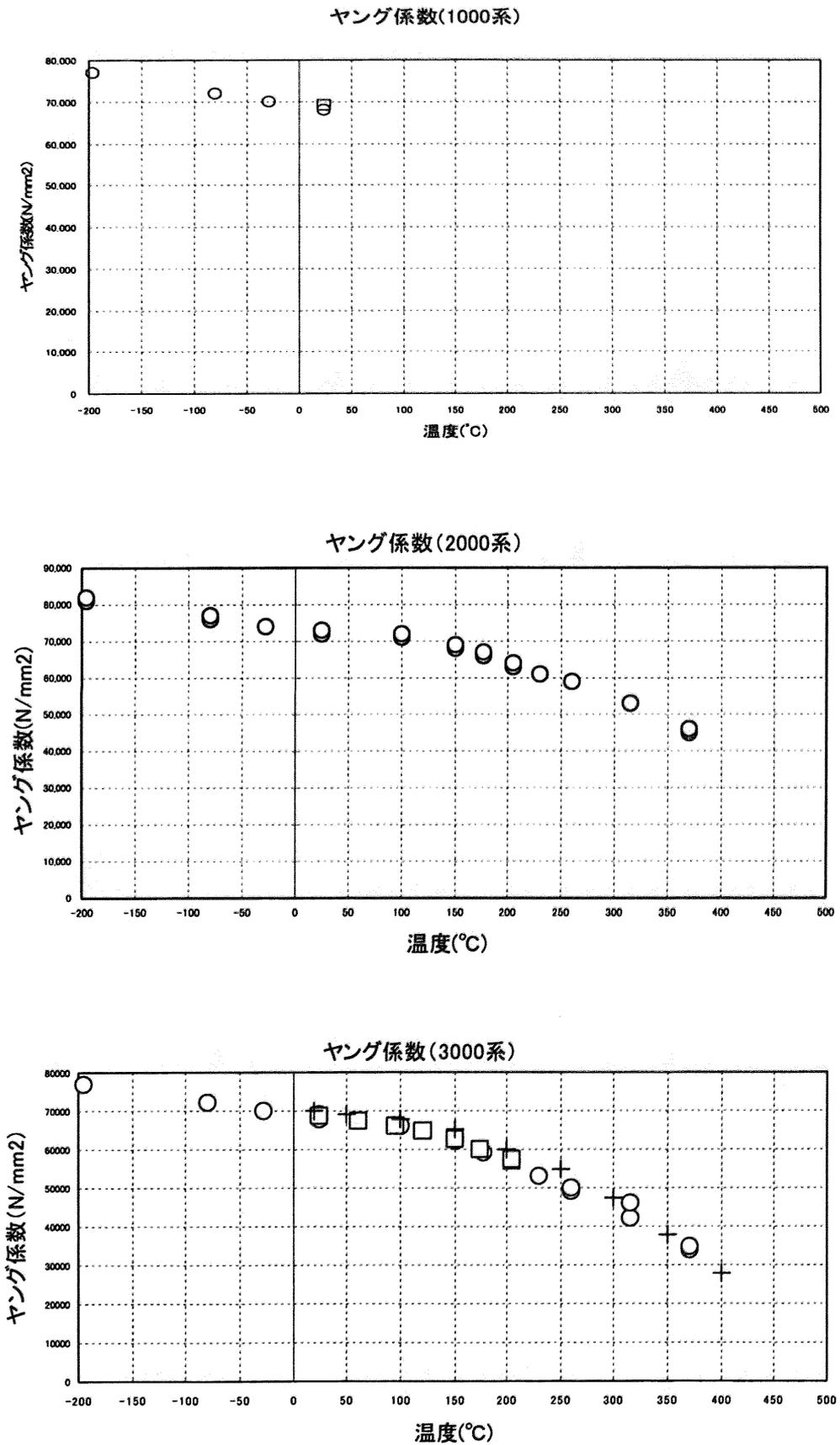


図 2.22 ヤング係数 (1000系~3000系)

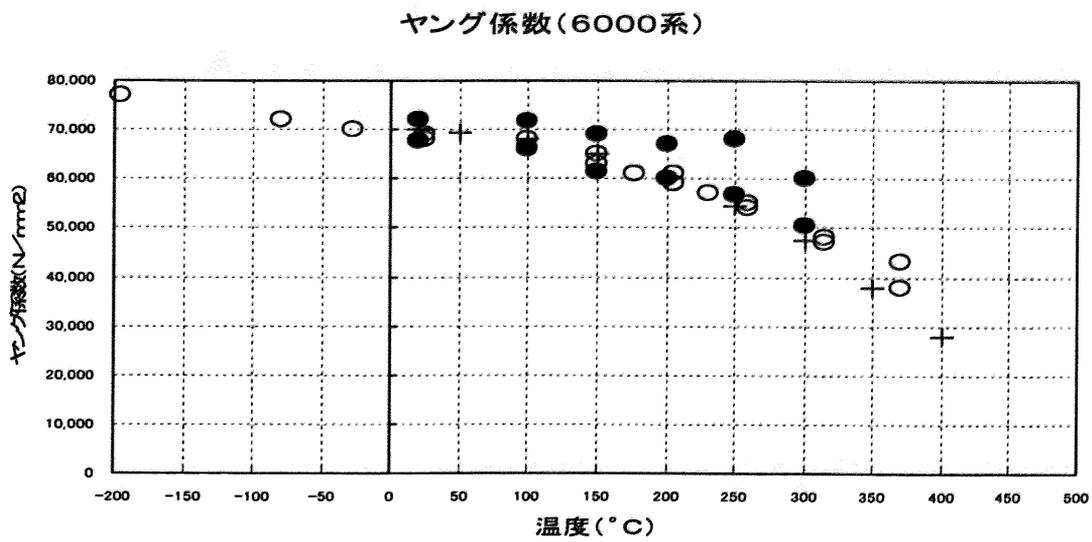
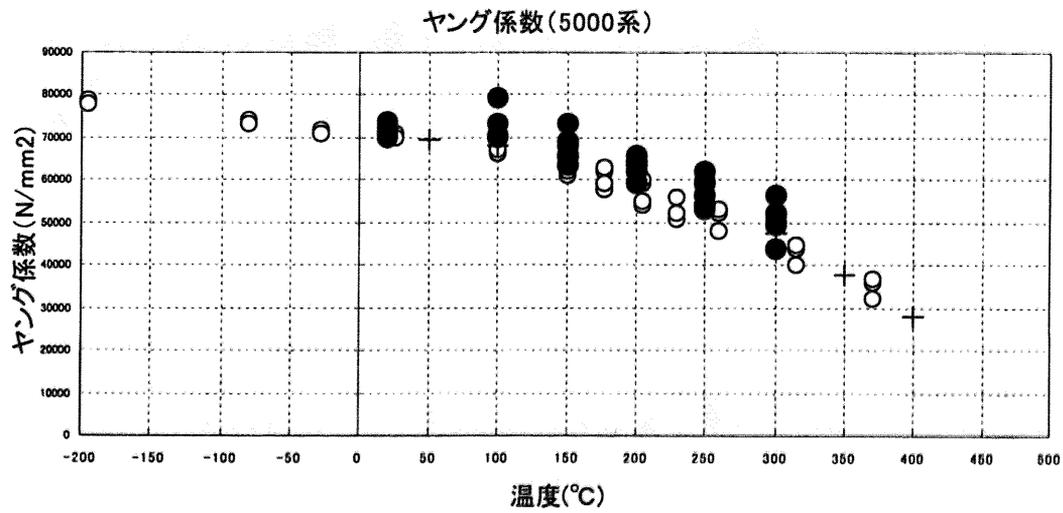
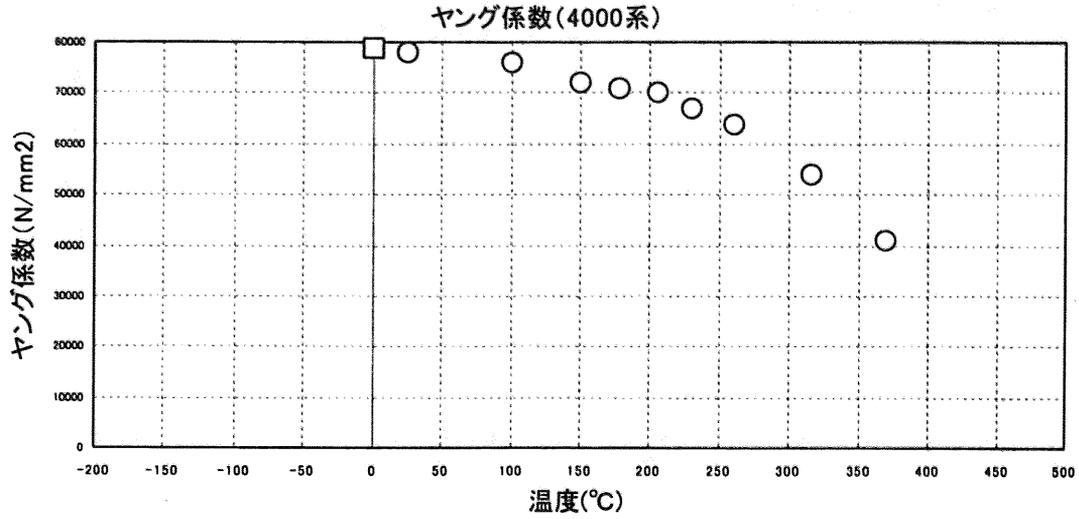


図 2.23 ヤング係数 (4000系~6000系)

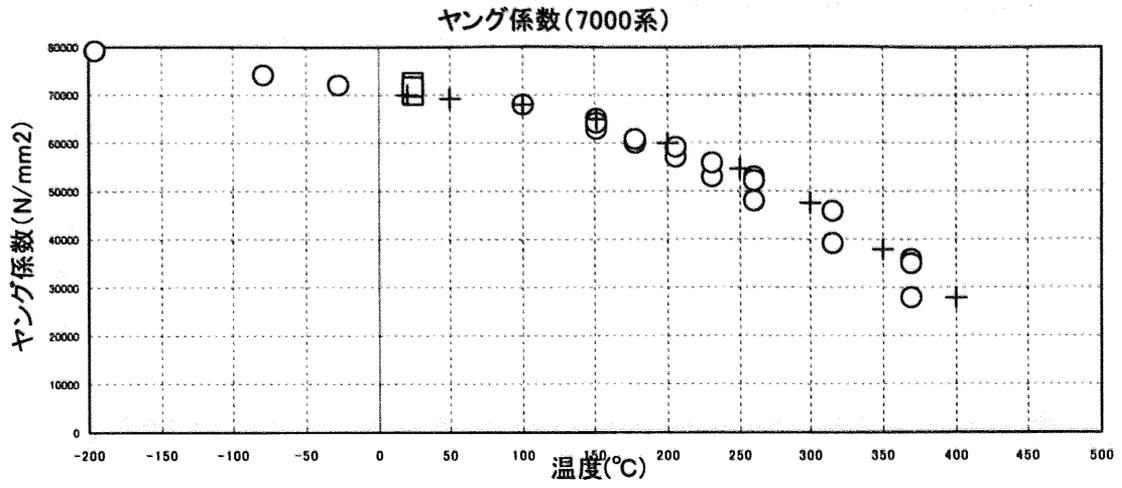


図 2.24 ヤング係数 (7000系)

2.3 アルミニウム合金構造材料の高温時特性に関する数式化

2.3.1 高温時ヤング係数の数式化⁹⁾

前述の系ごとの高温時ヤング係数について、全データをプロットしたものを下図に示す。図中の曲線はこれら全データの平均的な近似を行った曲線で、下式で示す関係式である。

$$E_T = E_{RT} \times (1 - T^2 \times 10^{-5.5}) \quad (2.2)$$

T: 温度 (°C)

E_T: 高温時ヤング係数 (N/mm²)

E_{RT}: 常温時ヤング係数 (=700000 N/mm²)

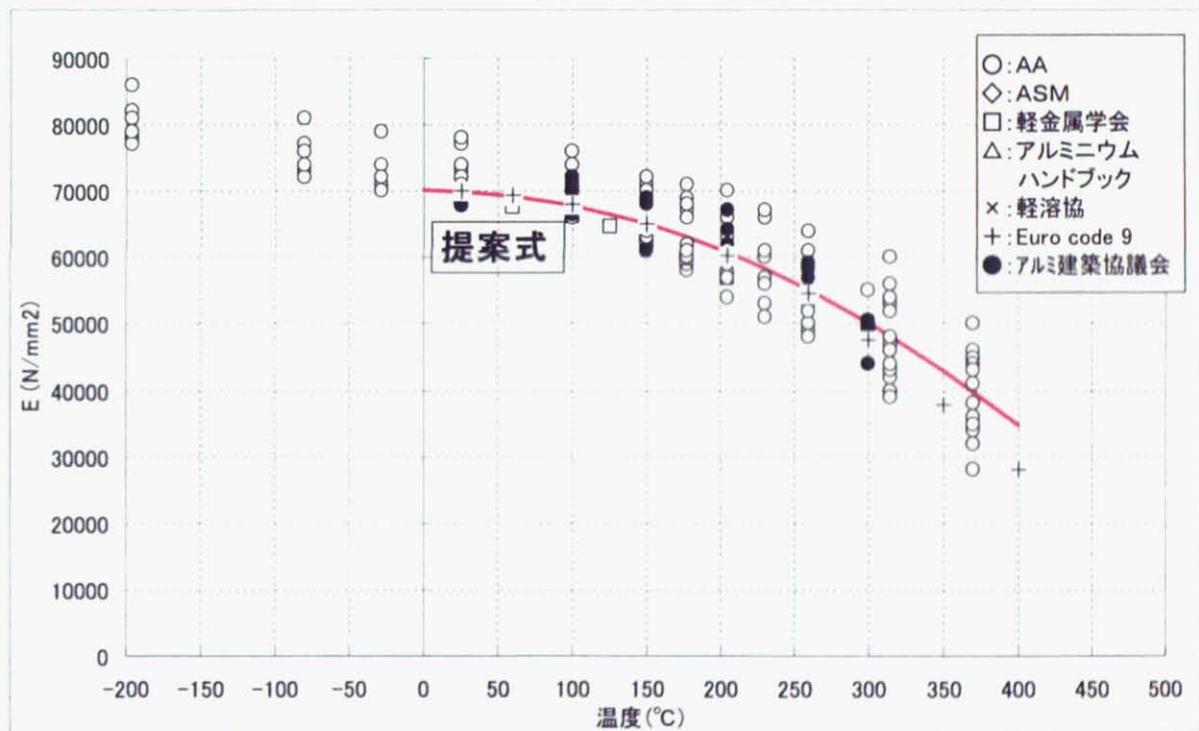


図 2.25 高温時ヤング係数 (全データ)

データの幅があるが、図 2.26 に示す鋼構造 (SM490 材) のデータでも幅がある中で平均値を用いていることから、アルミニウム合金でも遜色ない近似と考える。

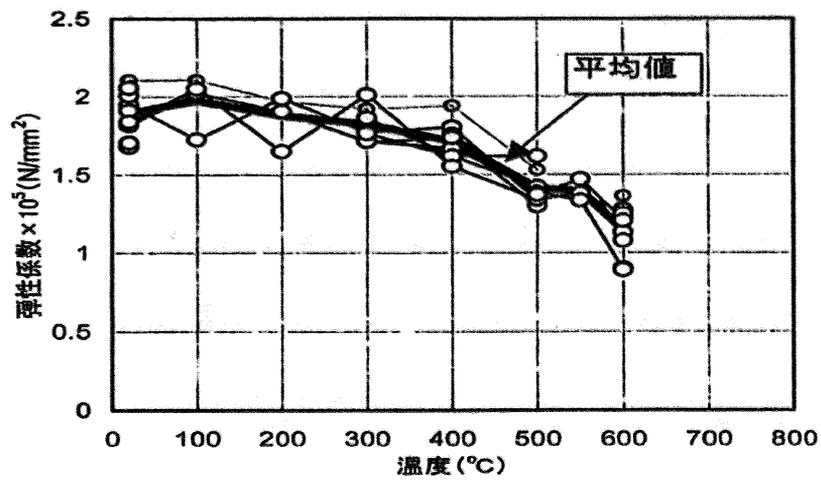


図 2.26 鋼材(SM490) ヤング係数温度低下率 (文献 2)

2.3.2 高温時降伏強度の数式化⁹⁾

高温時ヤング係数と同様に、前述の0.2%耐力比（常温時との比）の全データをプロットしたものを下図に示す。降伏強度は下限値で考慮する必要がある。系統にかかわらず一般化することはできないと考え、降伏強度の低下は合金ごとに定義する。

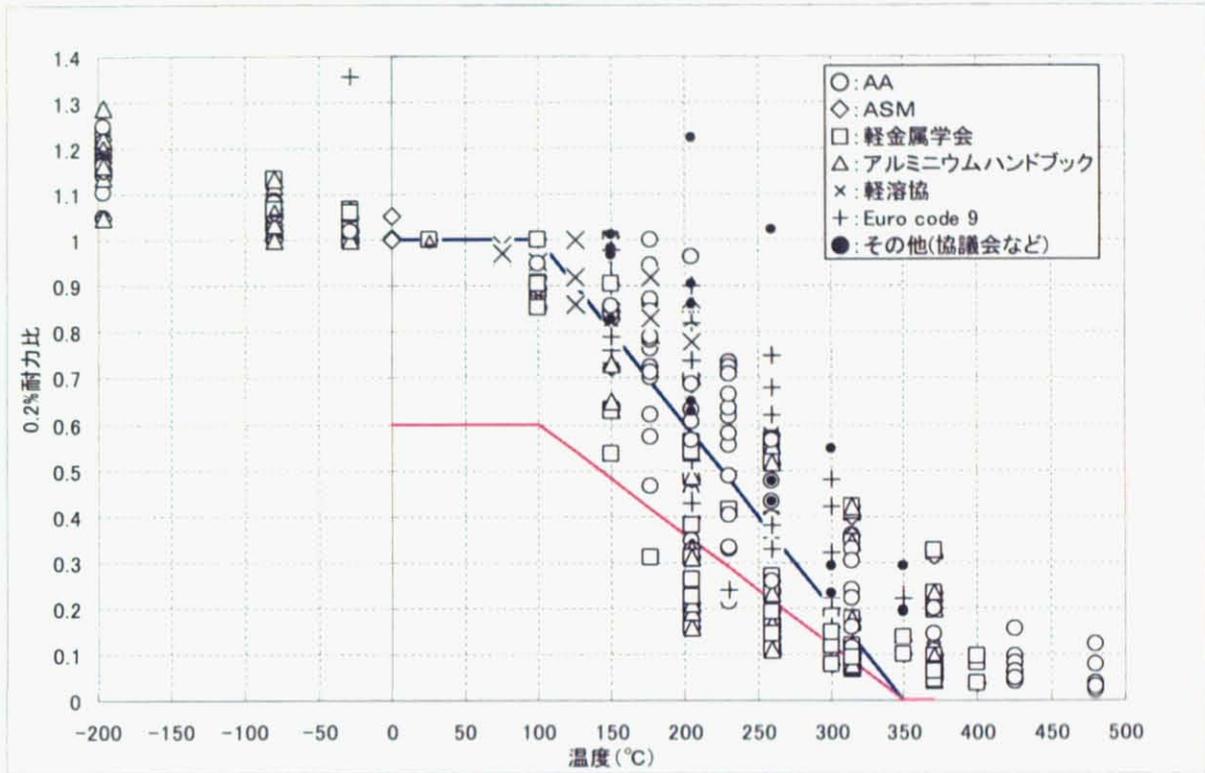


図 2.27 降伏強度比（全データ）

各合金のグラフで図 2.28 の丸印のように 150~300°C で異常に小さな値がある。これは文献の数値をそのまま掲載したのであるが、以下の点が他のデータと異なる。

- i) 「試験体の標定長さが長い」との記述がある。
- ii) 試験体の板厚が薄い。もしくは板ではなく「棒」の記述がある。

6063-T6(0.2%耐力比)

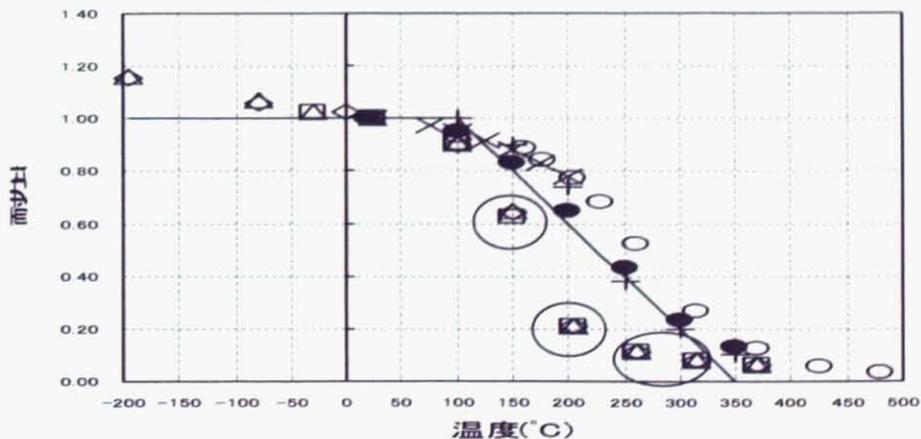


図 2.28 6063-T6 合金の降伏強度-温度関係

これらデータは同じ条件での試験データとしては不適切であると考え、これらデータを取り除き、全データをプロットしたものを図 2.29 に示す。一般（色無し）のデータは、式(2.1)の $\kappa(T)$ 以上にほぼ存在し、一部のH材（色付き）は $0.6 \times \kappa(T)$ とした式(2.1.1)以上に存在している。

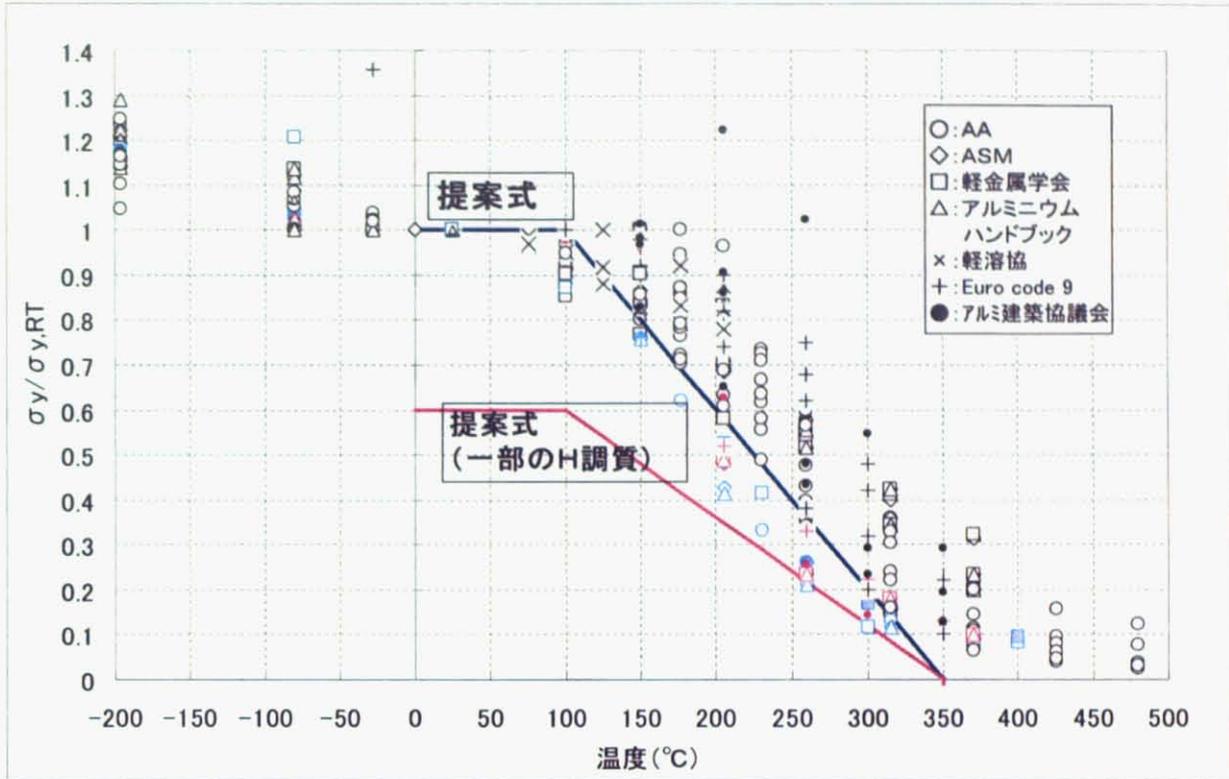


図 2.29 降伏強度比（同条件としたもの）

また、主に建築で用いる 5000 系・6000 系についてまとめたものを図 2.30 に示す。5000 系 6000 系においても、各データは提案式以上に納まっている。

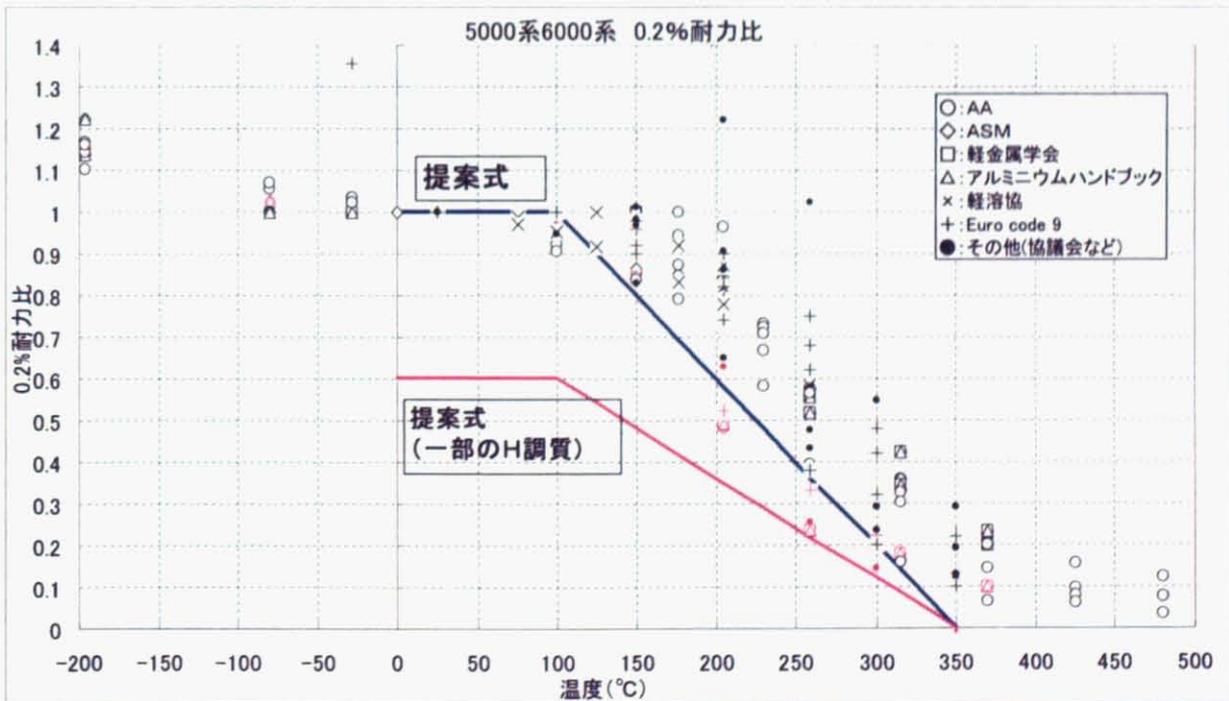


図 2.30 降伏強度比（5000 系 6000 系のみ、同条件としたもの）

従って、降伏強度比の低下率は、下式 (2.1) で示す関係 (一部のH材は $\kappa(T)$ を 0.6 倍とした式(2.1.1)) に概ね納まる。

<一般>

$$\begin{aligned} \kappa(T) = \sigma_{y,T} / \sigma_{y,RT} &= 1.0 && (T \leq 100^\circ\text{C}) \\ &= 1.0 - (T-100) / 250 && (100^\circ\text{C} < T \leq 350^\circ\text{C}) \end{aligned} \quad (2.1)$$

<一部のH調質材>

$$\begin{aligned} \kappa(T) = \sigma_{y,T} / \sigma_{y,RT} &= 0.6 && (T \leq 100^\circ\text{C}) \\ &= 0.6 \times \{1.0 - (T-100) / 250\} && (100^\circ\text{C} < T \leq 350^\circ\text{C}) \end{aligned} \quad (2.1.1)$$

ここで、 T : 温度 ($^\circ\text{C}$)、 $\sigma_{y,T}$: 高温時の降伏強度、 $\sigma_{y,RT}$: 常温時の降伏強度

$\kappa(T)$ を 0.6 倍した関係が必要な合金は、O 材以外の H 材 (熱処理加工を行った合金) である。本例では、図 2.29 中の 3003-H14 (水色)、3004-H14 (水色)、5052-H34 (ピンク) を 0.6 倍した値とする。

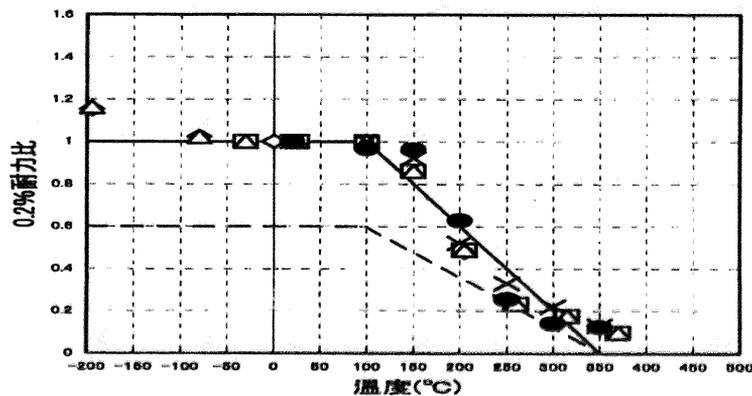


図 2.31 アルミニウム合金(A5052-H34)の降伏強度比 (文献 7)

H 材や T 材は熱処理加工を行った合金であり、冶金的には 200~300 $^\circ\text{C}$ 程度近くになると、熱間加工などで得た加工組織に変化を生じ、再結晶が生じるか既に存在する再結晶の成長が進行するため、アルミニウム合金として強化に寄与している析出物が粗大化してしまい、逆に劣化してしまうためと考えられる。

比較として、鋼構造の降伏強度の関係を以下に示す。鋼構造では1%全ひずみ時の応力を降伏強度としている。鋼構造耐火設計指針では、300℃までは常温と同じで750℃で降伏強度がゼロとなる関係としている。

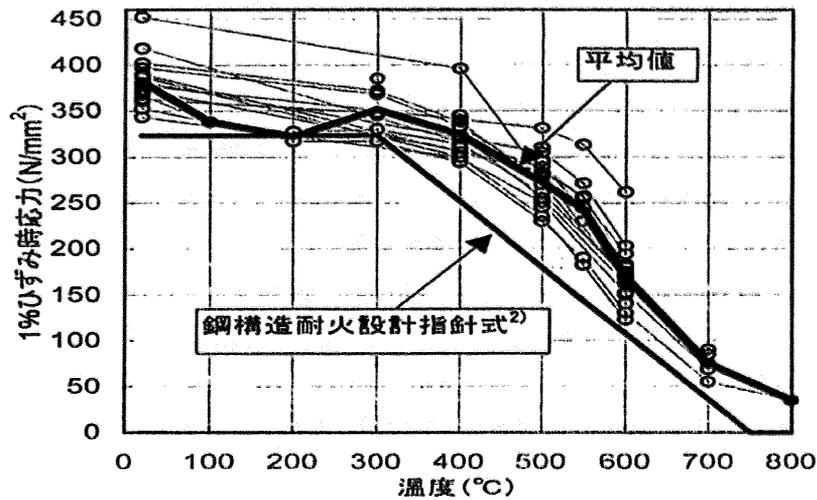


図 2.32 鋼材(SM490) 降伏強度(1%歪時強度)低下率 (文献 8)

降伏強度低下の告示案を鋼構造の場合と比較した関係を図 2.33 に再掲する。鋼構造告示では降伏強度がゼロになる温度を 700℃としていることに対してアルミニウム合金造の告示案では 350℃にしている。

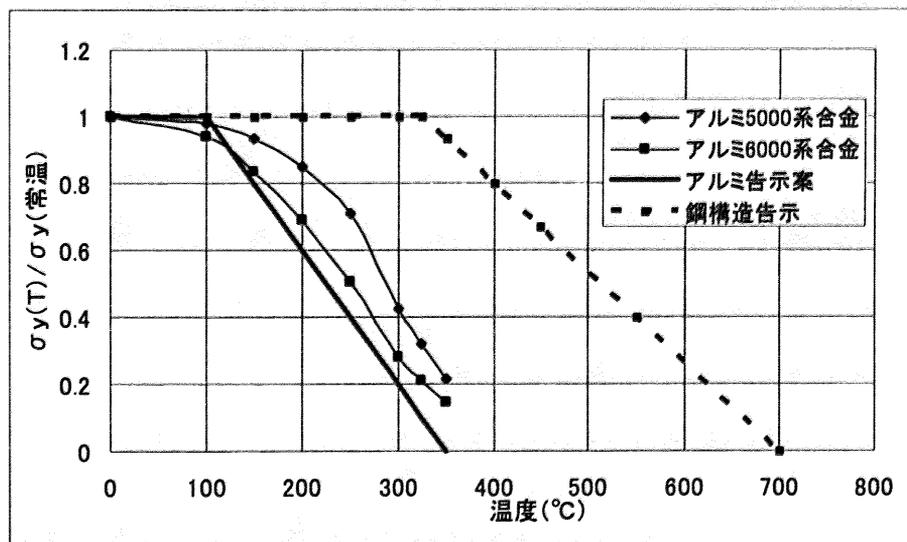


図 2.33 降伏強度－温度関係の比較

2.4 まとめ

アルミニウム合金構造の崩壊温度算定を行うにあたり、主要となる2つの条件（ヤング係数および降伏強度の高温時低下率）について以下の定式化を行った。

1) 高温時ヤング係数

全ての合金について、以下のように定義する。

$$E_T = E_{RT} \times (1 - T^2 \times 10^{-5.5}) \quad (2.2)$$

T: 温度 (°C)

E_T : 高温時ヤング係数 (N/mm²)

E_{RT} : 常温時ヤング係数 (=700000 N/mm²)

2) 高温時降伏強度低下率

各合金ごとに降伏強度低下率を以下のように定義する。

$$\begin{aligned} \kappa(T) = \sigma_{y,T} / \sigma_{y,RT} &= 1.0 && (T \leq 100^\circ\text{C}) \\ &= 1.0 - (T - 100) / 250 && (100^\circ\text{C} < T \leq 350^\circ\text{C}) \end{aligned} \quad (2.1)$$

T: 温度 (°C)

$\sigma_{y,T}$: 高温時の降伏強度

$\sigma_{y,RT}$: 常温時の降伏強度

但し、一部のH材等については、 $\kappa(T)$ を0.6倍した以下の関係を用いる。

$$\begin{aligned} \kappa(T) = \sigma_{y,T} / \sigma_{y,RT} &= 0.6 && (T \leq 100^\circ\text{C}) \\ &= 0.6 \times \{1.0 - (T - 100) / 250\} && (100^\circ\text{C} < T \leq 350^\circ\text{C}) \end{aligned} \quad (2.1.1)$$

ヤング係数・降伏強度を単純な関係とすることができた。

これを崩壊温度算定式に用いて、単純な文字式による算定式を提案する。

● 2章の参考文献

- 1) Н. И. Зенков: О Прочности Строительных Сталей при Высоких Температурах Промышленное Строительство No.11, 1958
- 2) 日本建築学会:「鋼構造耐火設計指針」、1999
- 3) 建設省:平成12年建設省告示1433号、2000
- 4) 建設省HP:平成12年建設省告示1433号の一部改正、2000.
- 5) 国土交通省:平成14年国土交通省告示410号:2002
- 6) 福田俊文、山内泰之 他:金属系新素材・新材料の利用技術開発(建設省総合プロジェクト・新素材)その1 全体研究計画および初年度の成果概要、日本建築学会大会梗概集、pp.1069-1070、1989.
- 7) 日本建築学会:「構造材料の耐火性ガイドブック」、3-4 アルミニウム合金、p176
- 8) 日本建築学会:「構造材料の耐火性ガイドブック」、3-2 鋼材料、p85
- 9) 染谷朝幸、浦川和也、川村知重、国枝明、檜山裕二郎、武蔵栄一、森田武、平島岳夫、上杉英樹:「アルミニウム合金の高温時材料特性」、構造工学論文集 vol52B、p.423・427、2006.4
- 10) 日本機械学会:「技術資料 金属材料の弾性係数」p165、1980
- 11) アルミニウム建築構造協議会:「アルミニウム建築構造物の耐火設計規準(案)」、H11.1
- 12) (社)軽金属協会:「アルミニウムハンドブック(第4版)」、1990
- 13) The Aluminum Association: Properties of Aluminum Alloy, 2000.
- 14) The Aluminum Association: Aluminum standards and data, 1997.
- 15) The Aluminum Association: Aluminum Design Manual, 2000.
- 16) European Committee for Standardization: Eurocode 9: Design of Aluminum Structures – Part 1-2: General Rules – Structural Fire Design – prENV 1999-1-2, 1999.

3. アルミニウム合金構造架構の崩壊温度算定手法

火災加熱を受けた部材は、強度・剛性が低下し、存在応力を支える限界の終局状態に達する。架構の中で終局状態部材が多数存在し、いずれかの崩壊モードが形成された場合、架構は崩壊状態となる。架構崩壊状態となる時の温度が架構の崩壊温度である（図 3.1）。

部材終局状態時の温度（図 3.2）を算定することが架構の崩壊温度算定の前提となる。本論目的の「崩壊温度を単純な文字式で表すことにより簡単明瞭な耐火性検証を行う」には、材料構成式の単純化¹²⁾と共に、部材の崩壊温度算定式を単純な文字式で表すことが必要である。

本章では、簡明な算定式として提案したアルミニウム合金構造の崩壊温度算定手法を説明すると共に、算定事例を示す。

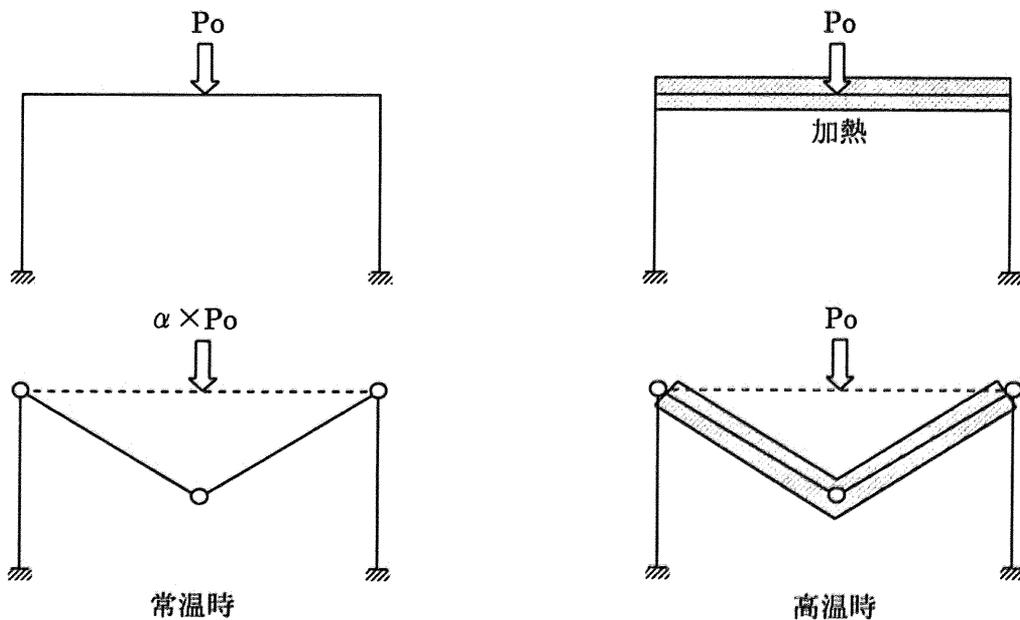


図 3.1 架構の（常温時）崩壊荷重と（高温時）崩壊温度

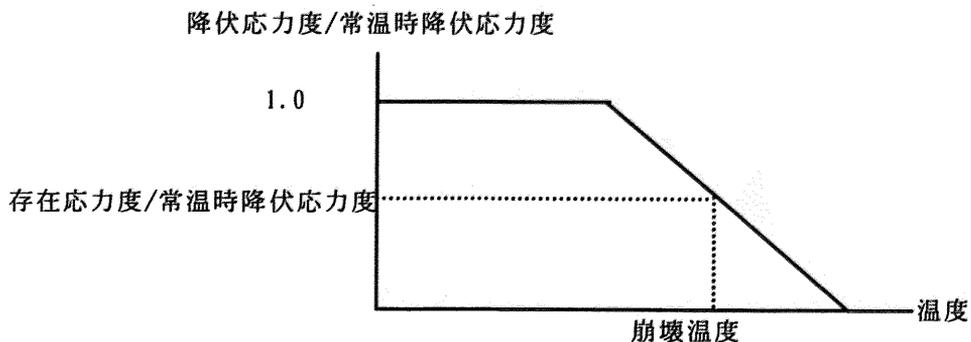


図 3.2 部材終局状態の模式図（降伏応力度低下率－温度関係）

3.1 部材の崩壊温度定式化

本論提案の単純な文字式による崩壊温度算定式は下式のような構成とした。

$$T_{cr} = 100 + 250 \times (1 - \sigma^*/S) \dots\dots\dots (3.1)$$

- T_{cr} : 部材の崩壊温度
- σ^* : 部材の存在応力
- S : 部材の各応力状態に応じた係数

部材の応力状態により σ^* と S は変わる。応力状態に応じて下図のように、定式化を行っている。その場合でも基本的な構成は (3.1) 式を徹底して用いることとした。

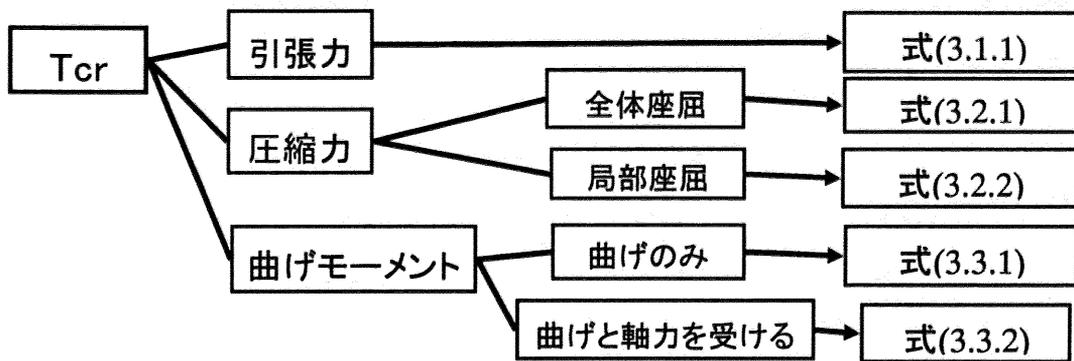


図 3.3 崩壊温度算定式の関係図

告示案⁴⁾と各式を比較する。単純な構成であるとする。

○柱：全体座屈の場合

表 3.1 全体座屈の場合の算定式

	算定式
告示案	$\lambda < 0.1 \quad T_B = 350 - 250 p$ $0.1 \leq \lambda \leq 2.0$ $T_B = \max \left\{ 350 - 250p - 55.8(p + 30p^2)(\lambda - 0.1), 330 \sqrt{1 - \frac{p(1 + 0.267\lambda^2)}{1 - 0.24\lambda^2}} \right\}$ <p>ここで、λ : 該当柱の無次元化有効細長比 $\lambda = \frac{l_e/i}{3.14\sqrt{E/F}}$</p>
本論	$T_{cr} = 100 + 250 \times \left(1 - \frac{b\sigma}{(c - \lambda) \times 10^2} \right) \quad (3.2.1)$ <p> T_{cr} : 崩壊温度 (°C) σ : 存在応力度 (N/mm²) λ : 部材の細長比 b, c : 係数 表 3.4 係数 b, c 参照 </p>

○柱：局部座屈の場合

表 3.2 局部座屈の場合の算定式

	算定式
告示案	$T_{LB} = 350 - \frac{250 p}{\min(R_{LBO}, 0.75)}$ <p>ここで、R_{LBO} は断面形状により定まる</p>
本論	$T_{cr} = 100 + 250 \times \left(1 - \frac{\sigma}{d} \right) \quad (3.2.2)$ <p> T_{cr} : 崩壊温度 (°C) σ : 存在応力度 (N/mm²) (但し、$\sigma > d$ のときは $\sigma = d$ とする。) d : 常温時局部座屈後の残余耐力であり、F 値(Fw 値)×p_{max} p_{max} : 局部座屈に起因する耐力低下係数で表 3.6 に示す値 </p>

○梁

表 3.3 梁の場合の算定式

	算定式
告示案	$T_{Bcr} = 350 - \frac{500 l^2 (w_1 + w_2)}{M_{pB} \left(\sqrt{R_{B1} + R_{B3}} + \sqrt{R_{B2} + R_{B3}} \right)^2}$ <p> w_1 : はりに作用している分布荷重と同等の効果を与えるはりの長さ 1m 当りの荷重 w_2 : 次の式によって計算した数値 $w_2 = \alpha \sum_{i=1}^n \frac{Q_i}{2l}$ </p>
本論	$T_{cr} = 100 + 250 \times \left(1 - \frac{M}{M_{p,RT}} \right) \quad (3.3.1)$ <p> $M_{p,RT}$: 常温時における全塑性モーメント M : 梁中間における塑性ヒンジ発生位置での最大曲げモーメントで部材両端の固定度を含んだ下式 </p> $M = M_x \frac{\frac{1}{x} + \frac{1}{L-x}}{\left(\frac{1}{x} + \frac{1}{L-x} \right) + \frac{\gamma_A}{x} + \frac{\gamma_B}{L-x}} \quad (3.3.1.1)$ <p> ここで γ_A, γ_B : 両端の固定度 (剛接合 : 1、ピン接合 : 0) x : 固定度を考慮した梁での曲げモーメント最大点(塑性ヒンジ発生位置)までの距離 M_x : 塑性ヒンジ発生位置における単純梁上の曲げモーメント L : 部材長さ </p>

応力状態ごとに、提案式について説明する。

3.2 引張力を受けるアルミニウム合金部材の崩壊温度

引張力を受ける部材の崩壊温度算定式は次式による。

$$T_{cr} = 100 + 250 \times \left(1 - \frac{\sigma}{a}\right) \quad (3.1.1)$$

T_{cr} : 崩壊温度 (°C)

σ : 存在応力度 (N/mm²)

a : (常温時の) F 値もしくは F_w 値 (N/mm²)

誘導) $\sigma_{y,t} = \sigma_{RT} \cdot \kappa(T) \Leftrightarrow \kappa(T) = \sigma_{y,t} / \sigma_{RT}$

$\sigma_{y,t}$: 高温時における降伏応力度

σ_{RT} : 常温時における降伏応力度

$\sigma_{y,t} = \sigma$ (σ は存在応力度) とおくと

$$\kappa(T) = \sigma / \sigma_{RT}$$

$$\kappa(T) = \begin{cases} 1 & (T \leq 100^\circ\text{C}) \\ 1 - (T - 100) / 250 & (T > 100^\circ\text{C}) \end{cases} \quad \text{より、}$$

$$\therefore 1 - (T - 100) / 250 = \sigma / \sigma_{RT}$$

$$\therefore T_{cr} = 100 + 250(1 - \sigma / \sigma_{RT})$$

実用上は σ_{RT} に構造告示³⁾で示す F 値を用いることを考える。その場合、部材に溶接部が含まれる時は、F_w 値を用いる。

以降、各式において σ_{RT} に F 値又は F_w 値を用いて係数を算定した。

3.3 圧縮力を受けるアルミニウム合金部材の崩壊温度

3.3.1 全体座屈を考慮した崩壊温度

全体座屈の場合の崩壊温度は次式による。

$$T_{cr} = 100 + 250 \times \left(1 - \frac{b\sigma}{(c - \lambda) \times 10^2} \right) \quad (3.2.1)$$

T_{cr} : 崩壊温度 (°C)

σ : 存在応力度 (N/mm²)

λ : 部材の細長比

b,c : 係数 表 3.4 係数 b,c 参照

表 3.4 全体座屈の場合の係数 b,c の値(0は溶接部を示す。)

合金名	F 値 (N/mm ²)	λ'	$\lambda \leq \lambda'$		$\lambda > \lambda'$	
			b	C	B	C
A5083-O	110	144	163	204	327	263
A5083-H112	(110)		(163)	(204)	(327)	(263)
A5052-H112	110 (65)	144	163 (359)	204 (265)	327 (719)	263 (343)
A5052-H34	175 (65)	144	81 (359)	161 (265)	163 (719)	209 (343)
A5083-H32	210 (110)	104	62 (163)	147 (204)	124 (327)	191 (263)
A6063-T5	110 (50)	144	163 (533)	204 (302)	327 (1070)	263 (391)
A6063-T6	165 (50)	117	89 (533)	166 (302)	178 (1070)	215 (391)
A6N01-T5	175 (100)	114	81 (188)	161 (214)	163 (377)	209 (276)
A6N01-T6	210 (100)	104	62 (188)	147 (214)	124 (377)	191 (276)
A6061-T6	210 (110)	104	62 (163)	147 (204)	124 (327)	191 (263)
KA6082-T6	240 (110)	97	51 (163)	138 (204)	101 (327)	178 (263)

誘導) 文献6) に示す高温時実験結果を分析し、定式化を行う。

まず、実験結果について1章に示した内容を再掲する。

全体座屈試験の条件は下記に示す実験装置にて行った。試験結果の一例を示す。

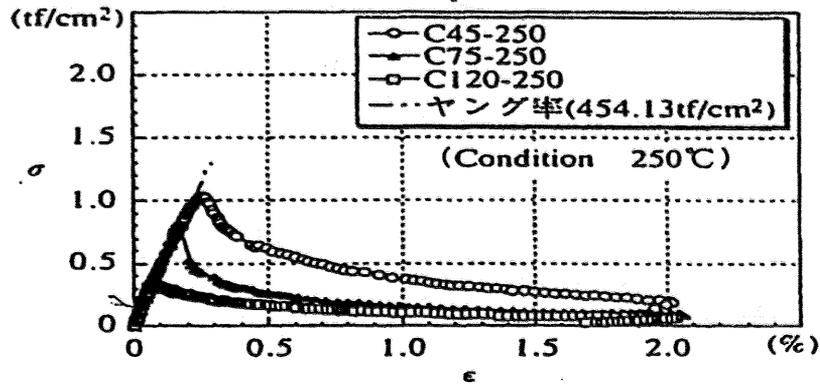


図 3.4 試験結果 (応力-歪度関係)

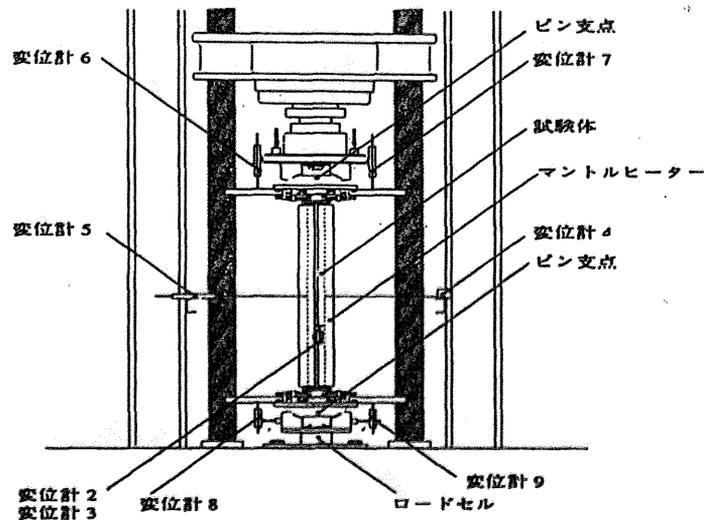


図 3.5 試験条件

実験に用いた素材は予め高温引張試験を行っている。試験結果を Menegotto-Pinto model を用いて素材の高温特性を近似している。この近似式を後の座屈実験結果の定式化に用いている。

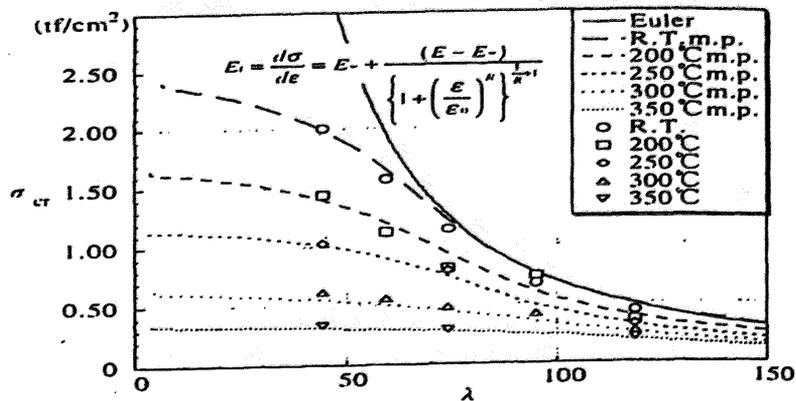


図 3.6 M.P.model による座屈曲線と実験値の対応

全体座屈試験結果を、前述の Menegotto-Pinto model による近似曲線を用い、換算細長比にて対応をさせた (図 3.7)。かなり良い対応がとれている。

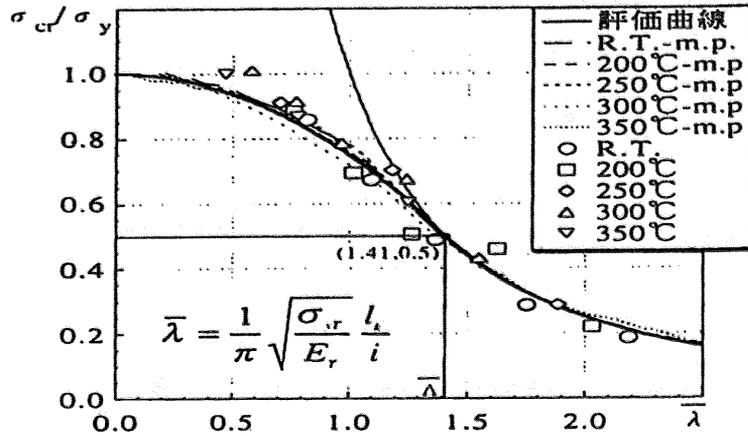


図 3.7 試験結果・評価式の対応 (無次元化)

上記評価式に、本論の評価式 (折れ線) を記入したものを下図に示す。

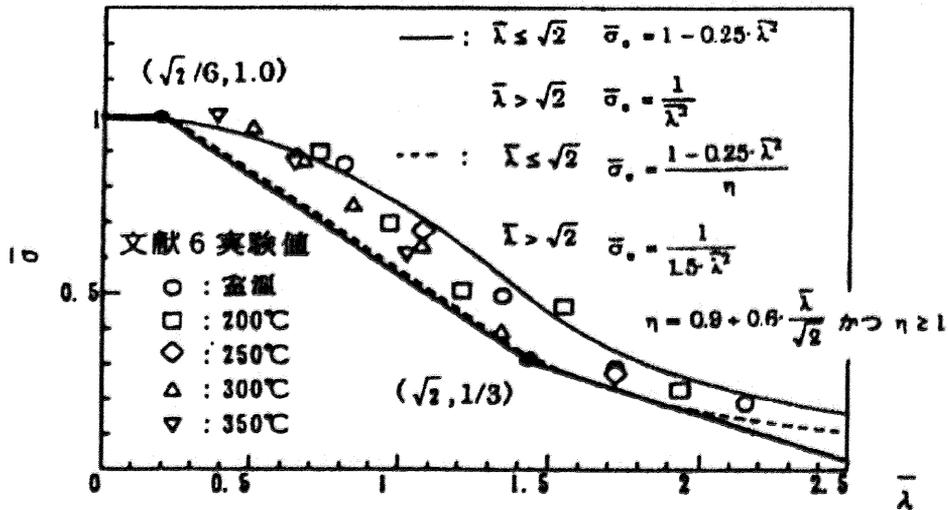


図 3.8 文献 6)による高温座屈実験結果の整理と評価式

図 3.8 は、縦軸を無次元化応力度 $\bar{\sigma}$ ($=\sigma/\sigma_{y,t}$)、横軸を無次元化細長比 $\bar{\lambda}$ ($=\lambda/\Lambda$) で表している。文献 6)の式では、弾性座屈と塑性座屈の境界細長比を $\sigma/\sigma_{y,t}=0.5$ の場合、即ち $\bar{\lambda} = \sqrt{2}$ の時としている。本論においても同様に $\bar{\lambda} = \sqrt{2}$ で分岐することとした。

また、本論の評価式は文献 6)に文献 1)で示す安全率を考慮した式 (図 3.8 破線) に近似するように定義 (式 3.2.1.1) した。

ここで、表 3.5 のように Λ は温度により変化する。本論では 225°C の Λ の値を用いて単純化を行う。225°C した根拠として、これ以上の温度では応力度が小さくなるため安全側であり、これ以下の温度では逆に応力度が大きくなるが安全率の範囲内 (1.5 倍以下の応力度上昇) であるため、過度に危険側にはならないと考えた。これにより、多数ある合金種についても単純化が行える。

表 3.5 文献 6)(A6063-T5)による各温度での諸定数と Λ の計算

温度℃	R.T.	100	150	200	225	250	300	350
$\beta_e(\gamma\text{ノグ'率低下率})$	1.000	0.968	0.928	0.873	0.840	0.802	0.715	0.613
$Et=E \cdot \beta_e(\gamma\text{ノグ'率})$	70000	67760	64960	61110	58800	56140	50050	42910
$\beta_y(F\text{値低下率})$	1.000	1.000	0.800	0.600	0.500	0.400	0.200	0
$\sigma_{y,T}=F \cdot \beta_y(N/mm^2)$	110	110	88	66	55	44	22	0
$\lambda'=(\sqrt{2\pi}\sqrt{Et/\sigma_{y,t}})$	112	112	121	135	145	159	212	-
$\Lambda(=\pi\sqrt{Et/\sigma_{y,t}})$	79	79	85	95	102	112	150	-
$\Lambda(T=225^\circ\text{C})$	102							

図 3.8 の折れ線を次式のように展開する。

$$\begin{cases} \lambda \leq \sqrt{2} \text{ の場合} & \bar{\sigma} = \frac{17}{15} - \frac{2}{5} \lambda \sqrt{2} \\ \lambda > \sqrt{2} \text{ の場合} & \bar{\sigma} = \frac{11}{15} - \frac{1}{5} \lambda \sqrt{2} \end{cases} \quad (3.2.1.1)$$

上式を $\frac{\sigma}{\sigma_{y,t}} = B - C \frac{\lambda}{\Lambda}$ とおく

$$\therefore \frac{\sigma}{\sigma_{y,t}} = \frac{\sigma}{\sigma_{RT} \cdot \kappa(T)} = B - C \frac{\lambda}{\Lambda}$$

$$\therefore \kappa(T) = \frac{\sigma}{\sigma_{RT}} \times \frac{1}{B - C \frac{\lambda}{\Lambda}} \quad (3.2.1.2)$$

式(3.2.1.2)を引張力の場合と同様に(2.1)式を用いて展開すると、

$$T_{cr} = 100 + 250 \left(1 - \frac{\sigma}{\sigma_{RT}} \times \frac{1}{B - C \frac{\lambda}{\Lambda}} \right) \quad (3.2.1.3)$$

となる。係数 b,c を $b = \Lambda / (C \sigma_{RT})$, $c = B \Lambda / C$ とすると、式(3.2.1)が得られる。各係数 b,c は、実験の A6063-T5 の場合では $\sigma_{RT} = 110$, $\Lambda = 102$, $B = 17/15$ 又は $11/15$, $C = 2\sqrt{2}/5$ 又は $\sqrt{2}/5$ を代入して得られる。各合金について同様にまとめたのが表 3.4 である

3.3.2 局部座屈を考慮した崩壊温度

局部座屈の場合の崩壊温度は次式による。

$$T_{cr} = 100 + 250 \times \left(1 - \frac{\sigma}{d}\right) \quad (3.2.2)$$

T_{cr} : 崩壊温度 (°C)

σ : 存在応力度 (N/mm²) (但し、 $\sigma > d$ のときは $\sigma = d$ とする。)

d : 常温時局部座屈後の残余耐力であり、F 値(Fw 値)× p_{max}

p_{max} : 局部座屈に起因する耐力低下係数で、表 3.6 に示す値。文献 9) と全く同じものである。

表 3.6 p_{max} の値⁹⁾

断面形状	P_{max}
正方形箱形	$B/t > 28$ のとき : $20.7 \times \frac{1}{B}$ $B/t \leq 28$ のとき : $0.552 + 3.88 \times \frac{1}{B} + \left(\frac{5.56}{B/t - 3}\right)^2$
H型 (強軸)	$B_f/t_f > 10$ のとき : $(15.6a_f + 7.09a_w) \times \frac{1}{B_f}$ $B_f/t_f \leq 10$ のとき : $a_f + 5.58a_f \times \frac{1}{B_f} + \left\{0.604 + \left(\frac{2.83}{B_f/t_f - 1.08}\right)^2\right\} \times a_w$
H型 (弱軸)	$B_f/t_f > 10$ のとき : $(14.2a_f + 6.77a_w) \times \frac{1}{B_f}$ $B_f/t_f \leq 10$ のとき : $1.21 \left\{1.21 + \left(\frac{4.00}{B_f/t_f - 1.08}\right)^2\right\} \times a_f + 6.77a_w \times \frac{1}{B_f}$
中空円筒	$D/t_c > 38.7$ のとき : $\frac{35.6}{D/t_c + 10.6}$ $D/t_c \leq 38.7$ のとき : $0.72 + 0.89 \theta_0$ 但し、 θ_0 は $\cos \theta_0 = 1.67 - \left(\frac{35.9}{D/t_c + 5.28}\right)^2$ を満たす 0 以上 π 未満の角度

[注] B_f/t_f : H形フランジ板半幅の幅厚比、 B/t : 正方形箱形の幅厚比、 D/t_c : 中空円形の径厚比

$P_{max} > 1$ の場合、 $P_{max} = 1$ とする。 $a_f = A_f/A$ 、 $a_w = A_w/A$ の略で、 A_f 、 A_w 、 A は H 型柱フランジ、ウェブ、及び全体の断面積を示す。各幅厚比の範囲は耐震設計上の規定値⁹⁾と同様とする。

誘導) 文献7) の局部座屈試験結果を再掲する。

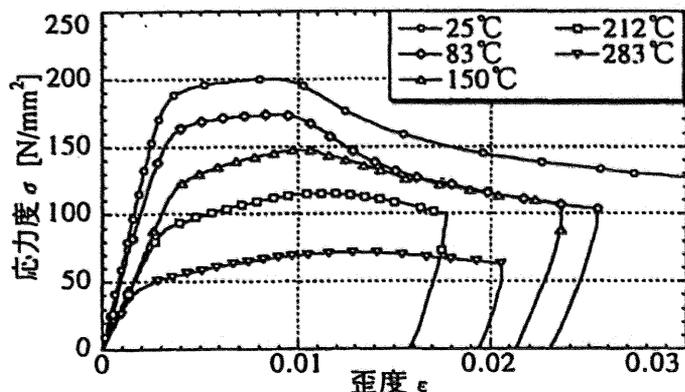


図 3.9 試験結果 (応力-歪度関係)

この高温時局部座屈実験について、局部座屈後の残余耐力に着目して換算応力度 ($\sigma/\sigma_0 \times B/t$) を用いてまとめると一本の曲線に近似することが可能となった。ここで、 σ は局部座屈試験時の発生応力度、 σ_0 は σ と同じ温度で同じひずみの時の引張試験時の応力度を示す。

また、この曲線は鋼構造耐火設計指針と全く同じ関係式となった。

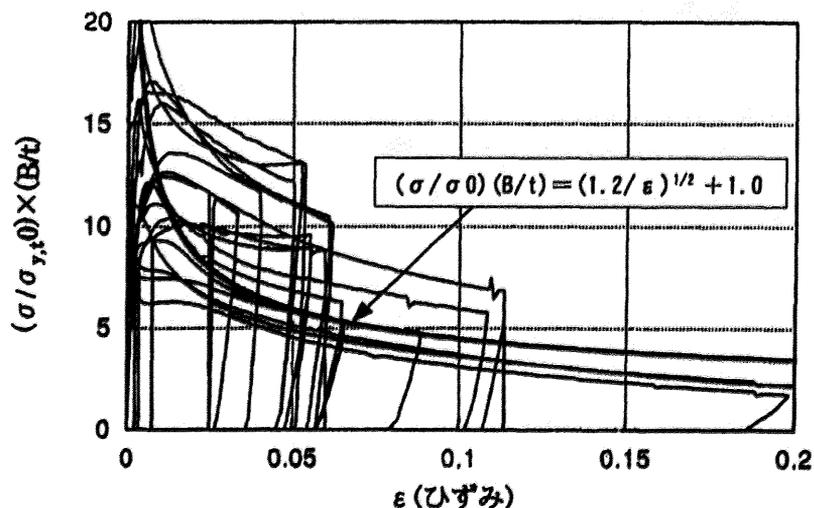


図 3.10(a) アルミニウム短柱圧縮試験結果：拡大 (H形断面柱) 7)

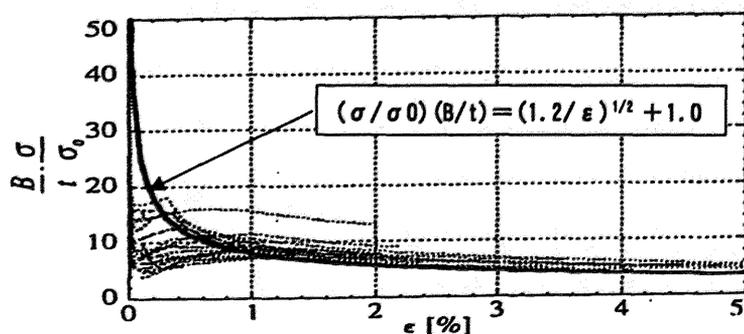


図 3.10(b) アルミニウム短柱圧縮試験結果：全体 (H形断面柱) 7)

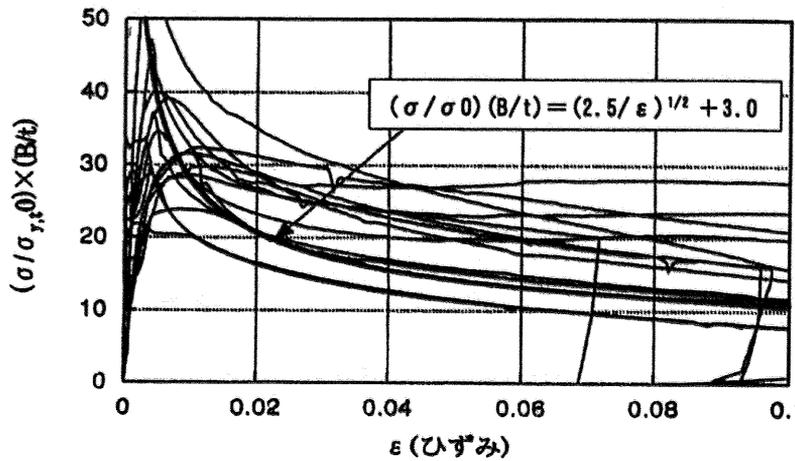


図 3.11(a) アルミニウム短柱圧縮試験結果：拡大（角形断面柱）⁷⁾

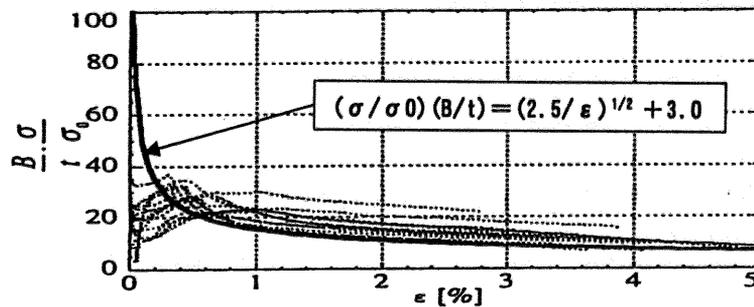
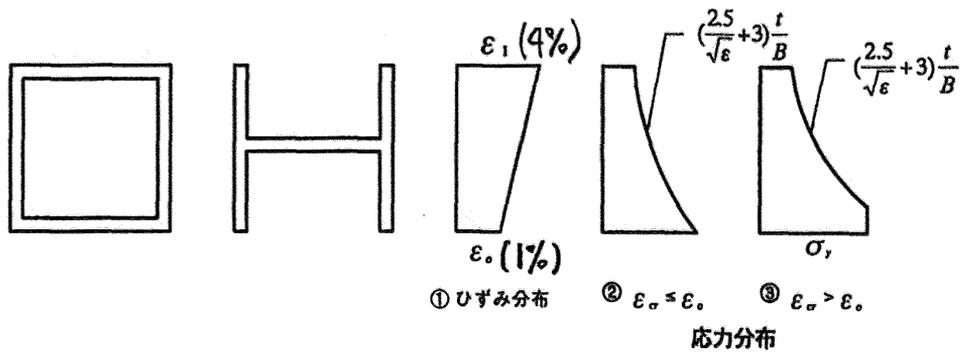


図 3.11(b) アルミニウム短柱圧縮試験結果：全体（角形断面柱）⁷⁾

換算応力度—ひずみ関係が同じであることから、局部座屈に起因する耐力低下係数 (p_{max}) も鋼構造と同じものを用いることとした。耐力低下係数の算定は、図 3.12 に示すように局部座屈発生後の残余耐力のひずみ分布（1%と4%）を仮定して定式化を行っている。

局部座屈による崩壊温度算定式は、局部座屈後の残余耐力で決定される。火災時には加熱梁の伸びだしにより柱は強制変形を受けて局部座屈が発生する。この局部座屈発生は避けがたい現象であるが、局部座屈発生時に架構が不安定になることは稀であり、局部座屈後の柱の残余耐力を捉えることが火災時では重要である。よって、崩壊時の耐力を、局部座屈発生後の耐力、つまり残余耐力で決定している。鋼構造耐火設計指針では、常温時降伏曲率の 20 倍程度の曲げ変形が発生する柱頭・柱脚部の縁ひずみを 1%と 4%と仮定し、ひずみ増加に伴う耐力低下を既往の局部座屈実験より導き、崩壊時の残余耐力分布を与えている。柱頭・柱脚部のひずみ分布は、梁の膨張変形量に依存する。アルミニウム合金の線膨張係数 (α) は鋼の 2 倍で、同じ降伏強度比に達する温度 (ΔT) が鋼の約 1/2 であるため、梁スパン (L) が同じであれば、梁の膨張量 ($\alpha \times \Delta T \times L$) は鋼と同じになる。よって、鋼と同様に、柱頭・柱脚部の縁ひずみを 1%と 4%と仮定して、局部座屈後の残余耐力を算定しても差し支えないと考えた。



(a) 圧縮崩壊する局部座屈部断面に仮定されるひずみと応力の分布

図 3.12 局部座屈による圧縮崩壊時のひずみ分布の仮定 (鋼構造耐火設計指針⁹⁾)

鋼構造耐火設計指針に示す p_{max} を用い、 F 値が p_{max} 倍低下すると考え、式の展開としては引張力の場合と同様にして(3.2.2)式を導いた。但し、中空円筒については局部座屈実験を行っていないため、参考とした。

3.4 曲げを受けるアルミニウム合金部材の崩壊温度

3.4.1 曲げモーメントのみを受ける部材の崩壊温度

曲げモーメントのみを受ける部材の崩壊温度は次式による。

$$T_{cr} = 100 + 250 \times \left(1 - \frac{M}{M_{P,RT}} \right) \quad (3.3.1)$$

$M_{P,RT}$: 常温時における全塑性モーメント

M : 梁中間における塑性ヒンジ発生位置での最大曲げモーメントで部材両端の固定度を含んだ下式

$$M = M_x \frac{\frac{1}{x} + \frac{1}{L-x}}{\left(\frac{1}{x} + \frac{1}{L-x} \right) + \frac{\gamma_A}{x} + \frac{\gamma_B}{L-x}} \quad (3.3.1.1)$$

ここで γ_A, γ_B : 両端の固定度 (剛接合 : 1、ピン接合 : 0)

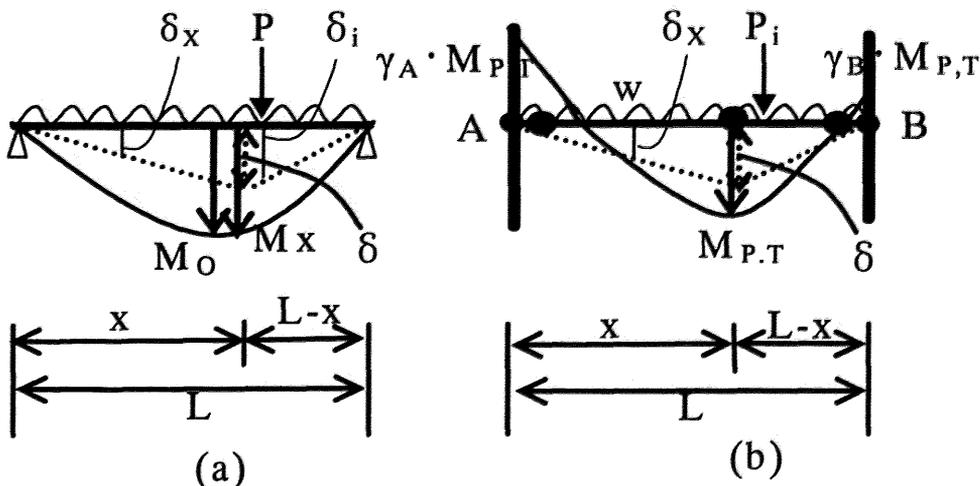
x : 固定度を考慮した梁での曲げモーメント最大点(塑性ヒンジ発生位置)までの距離

M_x : 塑性ヒンジ発生位置における単純梁上での曲げモーメント

L : 部材長さ

誘導)

図 3.13(a)と(b)に示すように、両端ピン支持の単純梁と端部拘束を考慮した梁を想定する。端部拘束を受ける後者の梁の崩壊型を仮想変位として、仮想仕事の原理をそれぞれの梁に適用すれば、次の(3.3.1.2)式と(3.3.1.3)式が得られる。



δ : 仮想変位

M_o : 単純梁の最大曲げモーメント

$M_{P,T}$: 温度 T における全塑性モーメント ($=Z_P \times \sigma_{y,T}$)

図 3.13 仮想変位と崩壊状態

$$\int w \delta x dx + \sum P_i \delta i = M_x \left(\frac{\delta}{x} + \frac{\delta}{L-x} \right) \quad (3.3.1.2)$$

$$\int w \delta x dx + \sum P_i \delta i = \gamma_A \times M_{P,T} \frac{\delta}{x} + M_{P,T} \left(\frac{\delta}{x} + \frac{\delta}{L-x} \right) + \gamma_B \times M_{P,T} \frac{\delta}{L-x} \quad (3.3.1.3)$$

式 (3.3.1.2) と式 (3.3.1.3) を等置すると下式が得られる。

$$M_x \left(\frac{\delta}{x} + \frac{\delta}{L-x} \right) = \gamma_A \times M_{P,T} \frac{\delta}{x} + M_{P,T} \left(\frac{\delta}{x} + \frac{\delta}{L-x} \right) + \gamma_B \times M_{P,T} \frac{\delta}{L-x} \quad (3.3.1.4)$$

式 (3.3.1.4) を $M_{P,T}$ について解くと下式が得られる。

$$M_{P,T} = M_x \times \frac{\frac{1}{x} + \frac{1}{L-x}}{\left(\frac{1}{x} + \frac{1}{L-x} \right) + \frac{\gamma_A}{x} + \frac{\gamma_B}{L-x}} \quad (3.3.1.5)$$

ここで、 $M_{P,T} = M$ とし、 $M_{P,T} = M_{P,RT} \times \kappa(T)$ の関係から、引張力と同様に (3.3.1) 式を導いた。

図 3.13(b) に示すように、梁中間部における塑性ヒンジの発生位置 (x) は、一般には $dM/dx=0$ なる点である。梁上の荷重条件および梁端部の固定度が左右対称である場合は、塑性ヒンジ発生位置は自明で $x=L/2$ である。このような場合、上式 (3.3.1.5) における M_x は単純支持状態での最大曲げモーメント M_0 と等しくなり、上式の $M_{P,T}$ は次のようになる。

$$\textcircled{1} \text{ 両端剛接合} \quad \gamma_A = \gamma_B = 1 \quad M_{P,T} = M = M_0/2 \quad (3.3.1.6)$$

$$\textcircled{2} \text{ 両端ピン接合} \quad \gamma_A = \gamma_B = 0 \quad M_{P,T} = M = M_0 \quad (3.3.1.7)$$

また、特に横補剛が少なく単材で用いる場合は、横座屈による低減を考える。例えば、中央部の横補剛間隔が大きい場合には、端部を強軸廻り中央を弱軸廻りの全塑性モーメントとするなど、設計上の安全側評価が必要である。

3.4.2 曲げと軸力を受ける部材の崩壊温度

曲げと軸力を受ける部材の崩壊温度は次式による。

$$T_{cr} = 100 + 250 \times \left(1 - \frac{M}{M_{P,RT}} - f \right) \quad (3.3.2)$$

$M, M_{P,RT}$ は式(3.3.1)と同様とする

f : 軸力に関する項で軸力の種類により、式(3.1.1)、(3.2.1)、(3.2.2)を用いる

誘導)

部材の軸力と曲げの関係式を単純化するために、鋼構造限界状態設計規準¹³⁾の曲げ圧縮耐力式を参考に、安全側の仮定として線形関係を用いる。

$$N/N_y + M/M_p = 1.0 \quad (3.3.2.1)$$

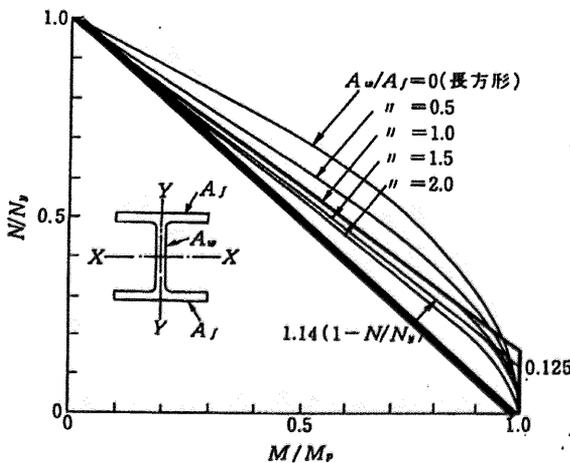


図 C 4.1 軸方向力と強軸まわりの曲げモーメントをうける H 形断面の全塑性相関曲線

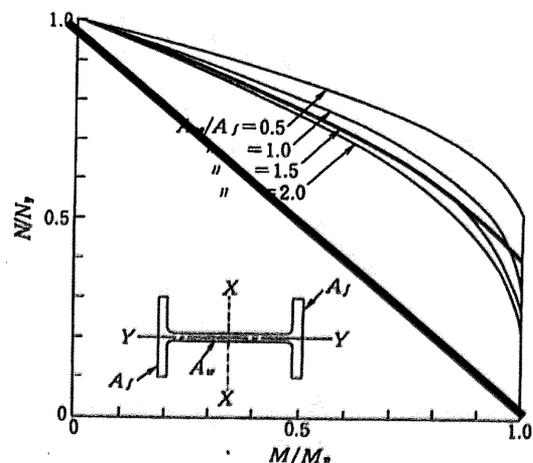


図 C 4.2 軸方向力と弱軸まわりの曲げモーメントをうける H 形断面の全塑性相関曲線

図 3.14 全塑性相関曲線

この関係式を各状態に用いると f は前述の各式()内の項で、圧縮と曲げの場合は

$$\left\{ T_{cr} = 100 + 250 \left(1 - \frac{M}{M_{RT}} - \frac{b\sigma}{(c-\lambda) \times 10^{-2}} \right) \dots \text{長柱座屈} \quad (3.3.2.2) \right.$$

$$\left. T_{cr} = 100 + 250 \left(1 - \frac{M}{M_{RT}} - \frac{\sigma}{d} \right) \dots \text{局部座屈} \quad (3.3.2.3) \right.$$

のいずれか小となる T_{cr} を算出し、引張と曲げの場合は以下とする。

$$T_{cr} = 100 + 250 \left(1 - \frac{M}{M_{RT}} - \frac{\sigma}{a} \right) \dots \text{引張} \quad (3.3.2.4)$$

3.5 火災加熱を受ける架構の崩壊温度算定手法

崩壊温度の算定手法については、1.2章で鋼構造耐火設計指針を題材に概論を明示した。その基本的な手法は単純塑性理論に基づくものであるためアルミニウム合金構造でも十分使用できる。

本論においても基本的な関係は倣っているが、鋼構造耐火設計指針と異なる点が大きく2点ある。

- ①部材の崩壊温度の算定式が異なる。
- ②架構の崩壊温度の算定方法に近似式を加えて算定している。

①は本論の趣旨であり、その違いは簡略化に起因している。簡略化を行っているが、4章5章で示すように遜色ない解を得ている。詳細は5章に示す。

②は架構の崩壊温度を簡明にするために近似式を用いたことを意味している。

架構の中で終局状態部材が多数存在し、いずれかの崩壊モードが形成された場合、架構は崩壊状態となる。架構崩壊状態となる時の温度が架構の崩壊温度である。

架構の崩壊状態は架構の崩壊モードに依存する。崩壊モードには柱と梁の連成崩壊によるモードがある。この場合、釣合い式には柱と梁の両方の耐力が必要となり、算定が複雑になる。

簡易に算定するには、この柱梁同時崩壊モード釣合い式を単純化して解く必要がある。本論ではこのモードによる算定式を柱耐力のみで近似した式とした。

この方法について、柱梁崩壊モードによる架構の崩壊温度を、(1) 鋼構造耐火設計指針、(2) 本論1 (3.2章～3.4章の算定式による算定)、(3) 本論2 (近似式による算定)、(4) 本論での算定方法 (結論)、の順に説明する。

(1) 鋼構造耐火設計指針の場合

1.2.2 章に示す鋼構造の場合の崩壊温度算定方法を再掲する。図 1.7 に示す部材長ささと部材荷重を定義すると、各崩壊モードに対応する終局時の力の釣合いは式(1.1) ~ (1.3)で与えられる。

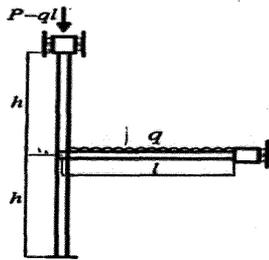


図 1.7 外柱架構の架構図

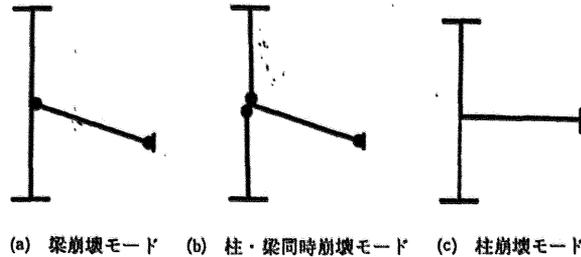


図 1.8 架構の崩壊モード模式図

梁崩壊モード： $ql^2 = 4 M_{pB}$ (1.1)

柱・梁同時崩壊モード： $ql^2 = 4 M_p + 2 M_{pB}$ (1.2)

柱崩壊モード： $P = N_{yc}$ (すなわち、 $M_p = \text{ゼロ}$) (1.3)

ここで、 M_{pB} は梁の高温時全塑性モーメントを示し、 M_p は軸力を含んだ柱の高温時全塑性モーメント、 N_{yc} は柱の高温時軸耐力を示す。

柱の N-M 関係 (強度相関関係) を $\tau(p)$ (式(1.4)) で表現する。

$$\tau(p) = \frac{M_p}{M_{p0}} = \begin{cases} 1 - 4/3 \cdot p^2 & : 0 \leq p \leq 1/2 \\ 4/3 \cdot (1-p) & : 1/2 \leq p \leq 1 \end{cases} \quad (1.4)$$

ここで、 $p = P/(\sigma_y A_c)$ はこの温度下での柱軸力比、 M_{p0} は無軸力時全塑性モーメントである。

また、 M_p, M_{pB}, M_{p0}, p の常温時を、各記号に bar をつけて表すと、 M_p, M_{pB} は以下となる。

$$M_{pB} = \kappa(T) \cdot \bar{M}_{pB} \quad (1.5)$$

$$M_p = \kappa(T) \cdot \tau\left(\frac{\bar{p}}{\kappa(T)}\right) \cdot \bar{M}_{p0} \quad (1.6)$$

$\kappa(T)$ は降伏強度低下率で下式で表現される。

$$\kappa(T) = \begin{cases} 1 & : T_R \leq T \leq 300^\circ\text{C} \\ \frac{750-T}{450} & : 300 \leq T \leq 750^\circ\text{C} \end{cases} \quad (1.7)$$

基本崩壊曲線は以下のように定まる。

梁崩壊モード： $\tilde{q} = \tilde{q}_I(T) = \kappa(T)$ (1.8)

柱・梁同時崩壊モード： $\tilde{q} = \tilde{q}_I(T) = \kappa(T) \left\{ \frac{1}{2} + \tau\left(\frac{\bar{p}}{\kappa(T)}\right) \tilde{z} \right\}$ (1.9)

柱崩壊モード： $\bar{p} = \kappa(T_{III})$ (1.10)

$$\tilde{q} = \frac{\tilde{q}_I^2}{4M_{pB}} \quad (\text{梁上荷重の無次元値}) \quad (1.11)$$

$$\tilde{z} = \frac{\bar{M}_{p0}}{M_{pB}} \quad (\text{柱・梁強度比}) \quad (1.12)$$

上記3式の与える関係は図 1.9 のように図示できる。実際の終局強度は3者の最弱解となり、図中の太線で表現できる。図 1.9(b)は、防火区画が有効に働き火災階・火災室以外は高温にならないと考え、上階柱は常温と仮定した場合の基本崩壊曲線である。その場合の柱梁同時崩壊モードは次式となる。

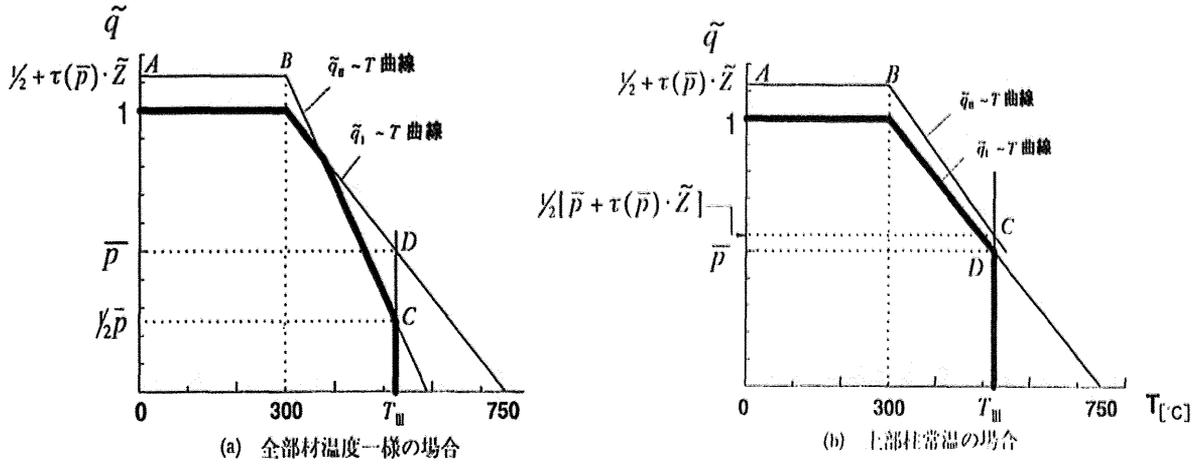


図 1.9 崩壊温度の相関図

$$\text{柱・梁同時崩壊モード： } \tilde{q} = \tilde{q}_{II}(T) = \frac{1}{2} \left[\kappa(T) \cdot \tau \left(\frac{\bar{p}}{\kappa} \right) + \tau(\bar{p}) \right] \tilde{Z} + \frac{1}{2} \kappa \quad (1.13)$$

この式によって図 1.9(b)が表されるが、それには「一般の耐震設計された鋼構造」という仮定が含まれている。それは、図中のC点 \geq D点という点である。これを式で表すと

$$1/2 \{ \bar{p} + \tau(\bar{p}) \cdot \tilde{Z} \} \geq \bar{p} \quad (3.4.1)$$

これを展開すると

$$\begin{aligned} 1/2 \bar{p} + 1/2 \tau(\bar{p}) \cdot \tilde{Z} &\geq \bar{p} \\ \Rightarrow \tau(\bar{p}) \cdot \tilde{Z} &\geq \bar{p} \\ \Rightarrow \tau(\bar{p}) / \bar{p} &\geq 1/\tilde{Z} \quad (3.4.2) \end{aligned}$$

$\tau(\bar{p})$ は、 $0 \leq \bar{p} \leq 1/2$ で $1 \geq \tau(\bar{p}) \geq 2/3$ 、 $1/2 \leq \bar{p} \leq 0.6$ で $4/3 \geq \tau(\bar{p}) \geq 8/9$ 、となる。 \bar{p} の上限を 0.6 としたのは、これ以上常温の軸力比が大きくなると実際に設計できなくなるというものを推測した。

従って、(3.4.2)式の左辺は $4/3 \sim 8/9$ ($=0.888$) の間となる。

一方の右辺について考える。 \tilde{Z} は常温柱曲げ耐力/常温梁曲げ耐力の比である。実際の耐震設計では、梁崩壊を考えて耐震設計を考えることが非常に多い。この場合、 $\tilde{Z} \geq 1.0$ である。また、梁にはスラブがつくことが多く、このスラブ分の耐力上昇を考えて柱/梁耐力比を考える。梁せいによっても異なるが、一般的には1割は余裕を持つと推定する。つまり、 $\tilde{Z} \geq 1.1$ と推定する。従って、右辺は $1/\tilde{Z} < 1/1.1$ (0.909) と推定する。これをまとめると、

$$4/3 \sim 8/9 \text{ (0.888 以上)} \geq 1/1.1 \text{ (0.909 以下)} \quad (3.4.3)$$

となり、概ねC点 \geq D点が成立すると推定できる。

この関係から鋼構造告示案では、 \tilde{q}_I と T_{III} のモードで決まる=梁崩壊モードと柱崩壊モードで決まると考えて、梁については梁の算定式を柱については柱の算定式を設けている。つまり、柱・梁同時崩壊モードを考慮しなくてよいと推定できる。

(2) 本論1 (3.2章~3.4章の算定式による算定)

鋼構造と同じ図を再掲する。

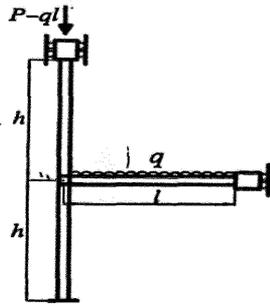


図 1.7 外柱架構の架構図

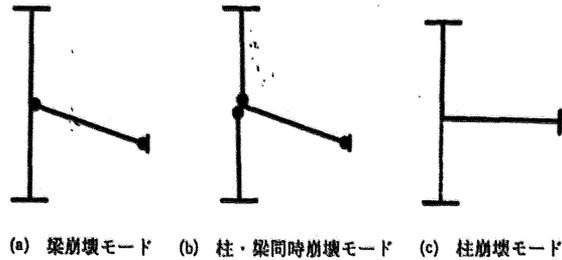


図 1.8 架構の崩壊モード模式図

梁崩壊モード： $ql^2 = 4 M_{pB}$ (1.1)

柱・梁同時崩壊モード： $ql^2 = 4 M_p + 2 M_{pB}$ (1.2)

柱崩壊モード： $P = N_{yc}$ (すなわち、 $M_p = \text{ゼロ}$) (1.3)

これを分かりやすく 梁スパン=Lとして表現すると

梁崩壊モード： $qL^2/8 = 2 M_{pB}$ (3.5.1)

柱・梁同時崩壊モード： $qL^2/8 = 2 M_p + M_{pB}$ (3.5.2)

柱崩壊モード： $P = N_{yc}$ (すなわち $M_p = \text{ゼロ}$) (3.5.3)

となる。つまり、左辺は梁の等分布荷重に対する M_0 と柱の軸力を求めておけばよい。

また、(3.5.1)~(3.5.3)式の右辺は各応力状態に応じて、 M_p 、 M_{pB} 、 N_{yc} を代入すれば、各式で温度が定まり、このうち最も低い温度が崩壊温度となる。

本論でも、図 1.9(b)の、防火区画が有効に働き火災階・火災室以外は高温にならないと考え、上階柱は常温と仮定した場合を考える。その場合の柱梁同時崩壊モードは次式となる。

柱・梁同時崩壊モード： $qL^2/8 = M_p + M_{pB} + M_p'$ (3.5.4)

(M_p' は上階柱の常温時 M_p を示す。)

これを鋼構造耐火設計指針と同様に「一般の耐震設計された構造」という仮定を加えて、C点 \geq D点を導いてみる。

$$1/2 \{ \bar{p} + \tau(\bar{p}) \cdot \tilde{z} \} \geq \bar{p} \quad (3.4.1)$$

$$\Rightarrow \tau(\bar{p}) / \bar{p} \geq 1/\tilde{z} \quad (3.4.2)$$

本論では、 $\tau(\bar{p}) = 1 - \bar{p}$ の関係に簡略化している。従って $0 \leq \bar{p} \leq 0.6$ で $1 \geq \tau(\bar{p}) \geq 0.4$ となる。 \bar{p} の上限を0.6としたのは、鋼構造と同様にこれ以上での軸力比が設計できなくなるという意味である。

従って、(3.4.2)式の左辺は1~2/3の間(0.66以上)となる。

右辺 \tilde{z} (常温柱曲げ耐力/常温梁曲げ耐力の比)は、アルミニウム合金構造設計指針を参考にすると、鋼構造と同様な設計式・設計事例が紹介されているため、鋼構造と同じ考え方をを用いる。つまりスラブ分の耐力上昇を考えた柱/梁耐力比を考え、 $\tilde{z} \geq 1.1$ と推定する。従って、右辺は $1/\tilde{z} < 1/1.1$ (0.909以下)と推定する。

これをまとめると、

$$1 \sim 2/3 \text{ (0.66 以上)} \geq 1/1.1 \text{ (0.909 以下)} \quad (3.5.5)$$

となり、必ずしもC点 \geq D点が成立しない。

これは柱耐力の相関関係を簡略化したために起こっている。アルミニウム合金構造耐火告示案では、柱耐力の相関関係を鋼構造と同じ関係式としているため、このようなことにはならない。

この考察から本論では柱・梁同時崩壊モードを考慮しなければならないことになる。崩壊モードに応じた耐力式をそのまま用いると、柱と梁を別々に計算できるという簡易な手法が適用できない。本論の趣旨である簡明な手法でなくなるため、このモードであっても簡易に計算できる方法を考えた。

(3) 本論2 (近似式による算定)

本論での柱梁同時崩壊モードは以下の仮定のもとに定式化を行う。

1. 上階柱の柱脚は高温状態と考える。
2. 上階柱がない最上階と上階柱がある一般階に分けて定式化を行う。
3. 「一般の耐震設計された構造」という観点から定式化を行う。

この仮定のもとで、以下のように柱・梁同時崩壊モードを定式化する。

$$\text{一般階：} \quad qL^2/8 = 2M_p + M_{PB} \quad (3.6.1)$$

$$\text{(本論)} \rightarrow qL^2/8 = 4M_p \quad (3.6.2)$$

$$\text{最上階：} \quad qL^2/8 = M_p + M_{PB} \quad (3.6.3)$$

$$\text{(本論)} \rightarrow qL^2/8 = 2M_p \quad (3.6.4)$$

(説明)

仮定1.は上階柱柱脚も高温と考えたほうが安全側になるためこうした。この場合の釣合い式は

$$\text{柱・梁同時崩壊モード：} \quad qL^2/8 (=M_0) = 2M_p + M_{PB} \quad (3.5.2)$$

となる。一方、これは上階柱がある場合の式のため、一般階・最上階で分けると下式となる。

$$\text{一般階：} \quad qL^2/8 = 2M_p + M_{PB} \quad (3.6.1)$$

$$\text{最上階：} \quad qL^2/8 = M_p + M_{PB} \quad (3.6.3)$$

前述の鋼構造耐火設計指針では、常温時における値を各記号にbarをつけて表した \bar{M}_{p0} 、 \bar{N}_y 、 \bar{p} と表現している。barをつけて表した \bar{M}_{p0} 、 \bar{N}_y 、 \bar{p} 、 \tilde{z} と $\kappa(T)$ を用いて M_p を整理する。

$$\text{本論のN-M相関関係} \quad M/M_p + N/N_y = 1.0 \quad (3.3.2.1)$$

$$\text{常温時：} \quad M_p/\bar{M}_{p0} + N/\bar{N}_y = 1.0 \quad (3.6.5)$$

$$\text{高温時：} \quad 1/\kappa (M_p/\bar{M}_{p0} + N/\bar{N}_y) = 1.0 \quad (3.6.6)$$

$$\Rightarrow M_p = (\kappa - \bar{p}) \bar{M}_{p0} \quad (3.6.7)$$

M_{PB} を、 \bar{M}_{PB} 、 \bar{p} 、 $\kappa(T)$ 、 \tilde{z} を用いて整理する。

$$\text{常温時：} \quad M_{PB} = \bar{M}_{PB} \quad (3.6.8)$$

$$\text{高温時：} \quad M_{PB} = \kappa \cdot \bar{M}_{PB} = \kappa \cdot \bar{M}_{p0} / \tilde{z} \quad (3.6.9)$$

式(3.6.1)に式(3.6.7)と(3.6.9)を、式(3.6.2)に式(3.6.7)と(3.6.9)を代入すると、

$$\text{一般階：} \quad M_0 = 2 \cdot (\kappa - \bar{p}) \bar{M}_{p0} + \kappa \cdot \bar{M}_{p0} / \tilde{z} = (2\kappa + \kappa/\tilde{z} - 2\bar{p}) \bar{M}_{p0} \cdots \cdots (3.6.10)$$

$$\text{最上階：} \quad M_0 = (\kappa - \bar{p}) \bar{M}_{p0} + \kappa \cdot \bar{M}_{p0} / \tilde{z} = (\kappa + \kappa/\tilde{z} - \bar{p}) \bar{M}_{p0} \cdots \cdots (3.6.11)$$

本論の定式化である式(3.6.2)に式(3.6.7)と(3.6.9)を、式(3.6.4)に式(3.6.7)と(3.6.9)を代入すると、

$$\text{一般階：} \quad M_0 = 4 \cdot (\kappa - \bar{p}) \bar{M}_{p0} = (4\kappa - 4\bar{p}) \bar{M}_{p0} \cdots \cdots (3.6.12)$$

$$\text{最上階：} \quad M_0 = 2 \cdot (\kappa - \bar{p}) \bar{M}_{p0} = (2\kappa - 2\bar{p}) \bar{M}_{p0} \cdots \cdots (3.6.13)$$

式(3.6.10)と(3.6.12)、式(3.6.11)と(3.6.13)の比較を行う。各式は $\kappa = \bigcirc\bigcirc$ という形式に置換えると崩壊温度が算定できる。その際に各式内に変数として、 \tilde{z} 、 M_0 / \bar{M}_{p0} 、 \bar{p} がある。この変数を、「一般の耐震設計された構造」という観点から以下のような幅で考えて崩壊温度を算定し、比較検討を行う。

- ① \tilde{z} : 常温時柱耐力 / 常温時梁耐力 = 0.8 ~ 2.0
- ② M_0 / \bar{M}_{p0} : 梁 M_0 ($q \times (2l)^2 / 8$) / 柱の常温時耐力 = 0.1 ~ 0.3
- ③ \bar{p} : 柱軸力比 = 0 ~ 0.6

各変数の①②③の範囲は、アルミニウム合金構造物の構造告示が中低層建物を中心に考えていることから、中低層建物で考えられる範囲を考えた。具体的には、

- ① 一般的には、柱の耐力 \geq 梁の耐力でありその上限を 2.0 倍とした。0.8 はブレースを多用した架構の場合を 0.8 と設定した。
- ② 梁 M_0 と常温時柱 M_p の比が大きくなると結果的に近似式に良く合うため、小さめの値を考えた。少なくとも 0.1 倍はあり、長期許容応力度の半分程度の応力が相当と考えて 0.3 とした。
- ③ 柱軸力比はゼロから長期許容応力度限界相当の 0.6 まで考えた。

図 3.15 ~ 図 3.18 に検討結果を示す。

図 3.15 ~ 図 3.18 中、 $\tilde{z} = \bigcirc\bigcirc$ で表す線は釣合い式による結果であり、提案式は \tilde{z} の変数をもたないため、一直線で示される。提案式の誤差範囲として、危険側 10°C (-10°C)、安全側 30°C ($+30^\circ\text{C}$) を記入した。赤の囲みは実際に使用されるであろう範囲を示す。図 3.15 ~ 図 3.18 の考察を以下に示す。

- i) 軸力比が小さい範囲では提案式は危険側の評価となるが、その差は 10°C 以下である。
- ii) 軸力比が大きくなると過度に安全側になる。しかし、現段階想定の中低層建物では 0.4 を超えるような軸力比は少ないと考えられ、過剰な安全側評価とはならないと考える。
- iii) 赤の囲みは中低層建物で想定できる軸力比である。この範囲では \tilde{z} の値に関わらず安全側である。

結果として、やや安全側の解であるが、概ね遜色ない近似ができていると考える。

以上より、本論では柱・梁同時崩壊モードに以下の式を用いる。

$$\text{柱・梁同時崩壊モード： } qL^2 / 8 = 4 M_p \text{ (一般階)} \quad (3.6.2)$$

$$qL^2 / 8 = 2 M_p \text{ (最上階)} \quad (3.6.4)$$

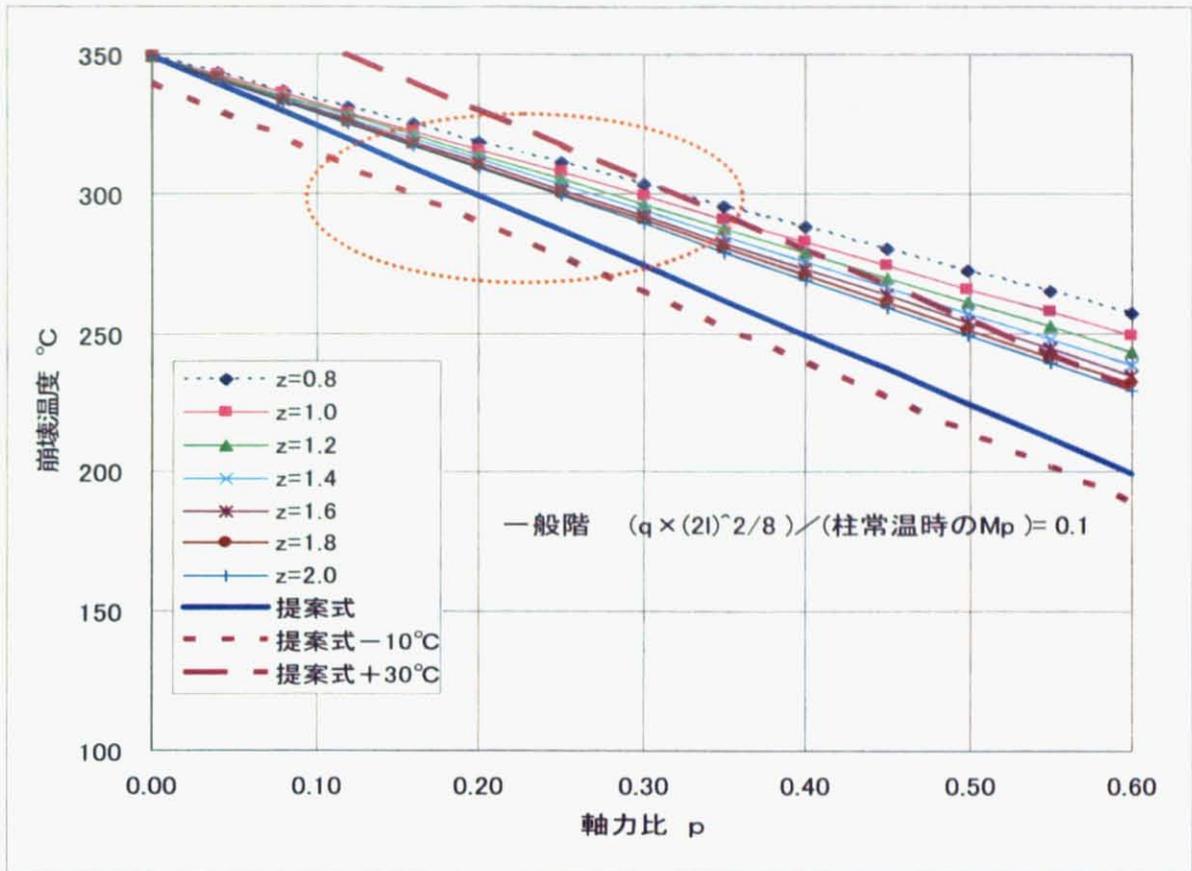


図 3.15 崩壊温度比較 (一般階：梁 M_0 /柱常温 $M_p=0.1$)

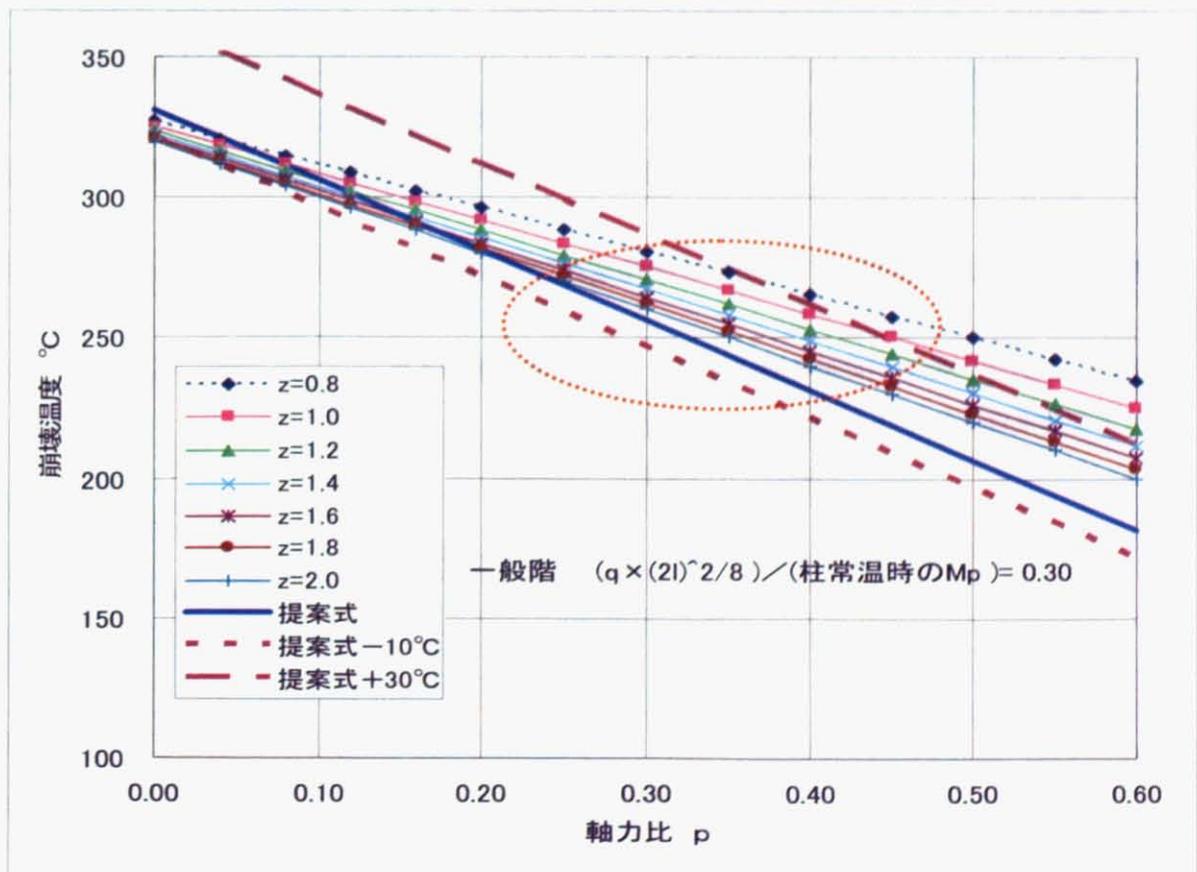


図 3.16 崩壊温度比較 (一般階：梁 M_0 /柱常温 $M_p=0.3$)

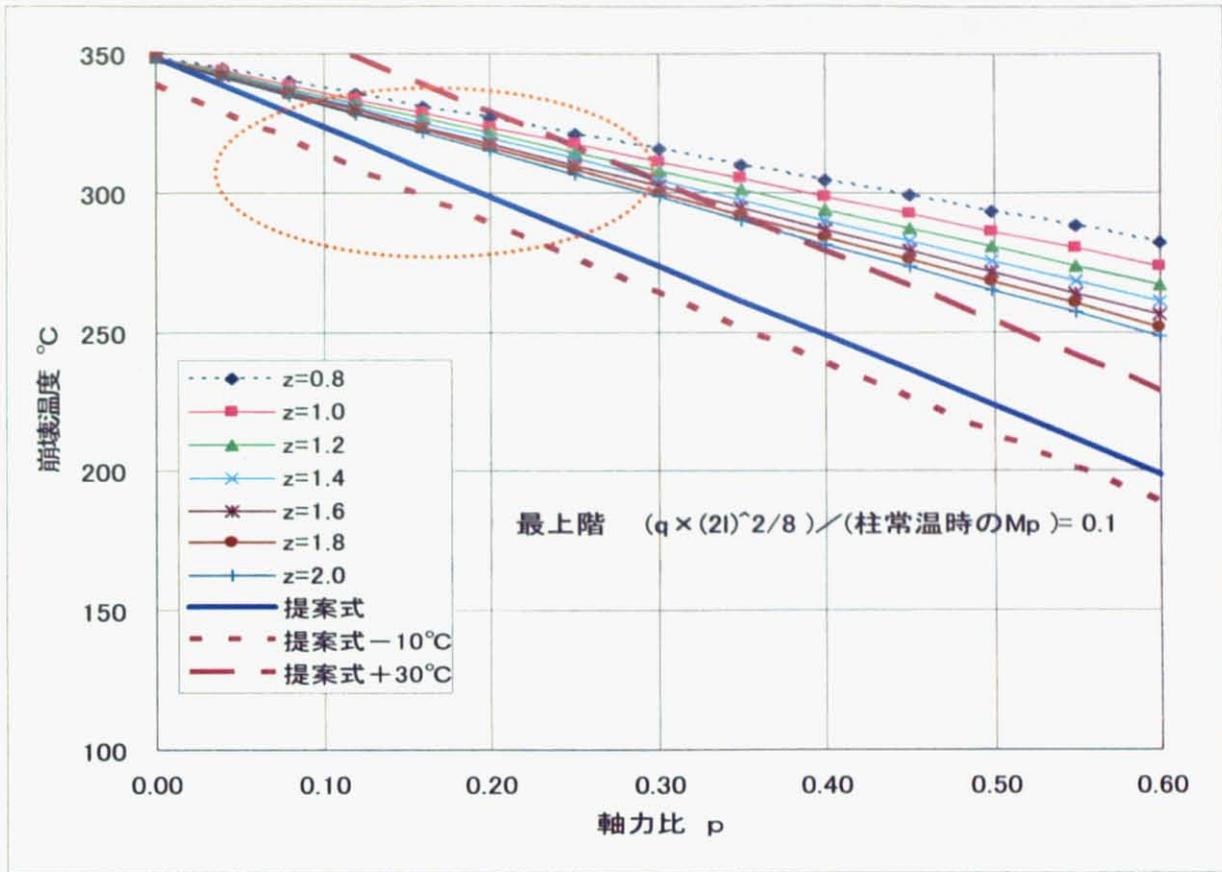


図 3.17 崩壊温度比較 (最上階：梁 M_0 /柱常温 $M_p=0.1$)

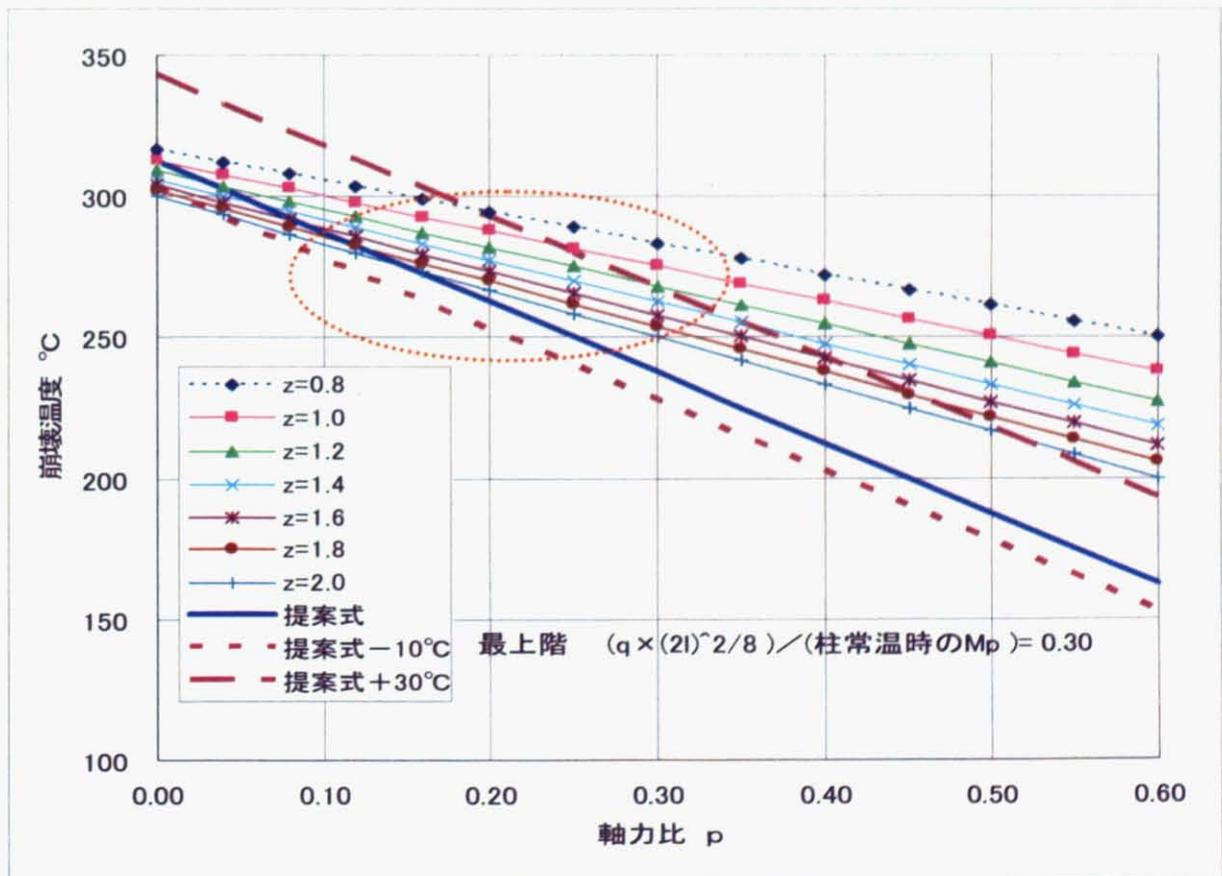


図 3.18 崩壊温度比較 (最上階：梁 M_0 /柱常温 $M_p=0.3$)

(4) 本論での算定方法 (結論)

本論では下式により架構の崩壊温度算定を用いる。

$$\text{梁崩壊モード：} \quad qL^2/8 = 2 M_{PB} \quad (3.5.1)$$

$$\text{柱・梁同時崩壊モード：} \quad qL^2/8 = 4 M_p \text{ (一般階)} \quad (3.6.2)$$

$$qL^2/8 = 2 M_p \text{ (最上階)} \quad (3.6.4)$$

$$\text{柱崩壊モード：} \quad P = N_{yc} \text{ (すなわち } M_p = \text{ゼロ)} \quad (3.5.3)$$

これは各モードを、梁は梁崩壊モードを、柱は柱梁崩壊モードと柱崩壊モードを、計算することにあたり、柱と梁それぞれを計算すればよいことになる。

各モードを比較して最小値が崩壊温度となり、鋼構造耐火設計指針等では図表でのみ比較が可能であったが、本手法は高温となる柱・梁部材を計算して各部材の最小値を比較するだけでよい。

これにより、架構の崩壊温度算定が簡便に行える。

3.6 崩壊温度の計算

本論手法による崩壊温度算定を、モデル建物について行う。以下に本論で用いたモデル建物についての選定根拠を示す。

○モデル建物について

火災加熱による熱応力発生過程を考えると、応力再配分が許されない1スパン構造物と、火災室のスパン数によってはそれが許される多スパン構造物の2種類がある。

火災加熱を受ける架構は、上階梁が高温になり伸びだし、外柱を押し出す(図3.19)。

火災加熱された梁の伸びだし量を考えると、1スパン構造物では梁伸びだし量の半分が両柱に加わるが、多スパン構造物で片側しか火災加熱を受けない場合には片方向のみに変形が生じるため、梁伸びだし量は大きくなる。

これを崩壊時の性状でいうと、1スパンでは柱より梁の変形で決まる崩壊が多く、多スパンでは柱変形量で決まる場合が多くなる。

本論では、梁の変形量に着目した1スパン構造物、柱の変形量に着目した多スパンということで、建物モデルを考えた。

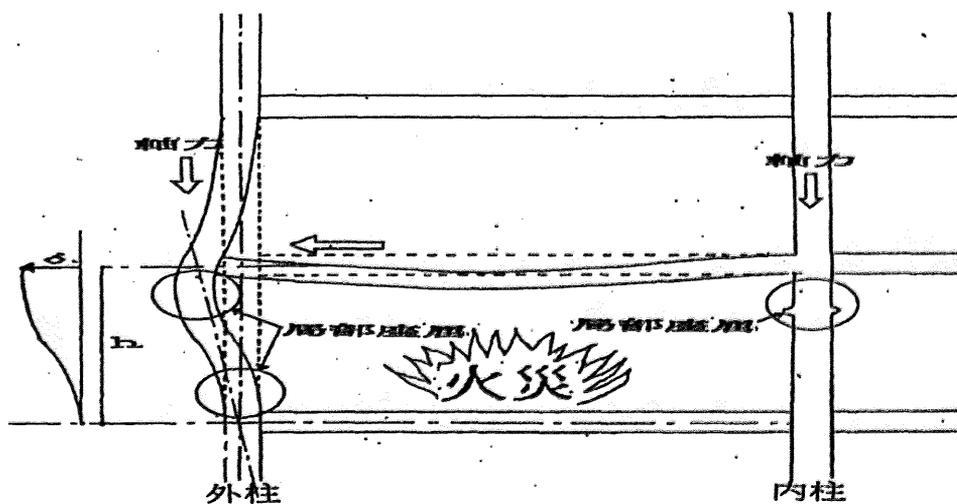


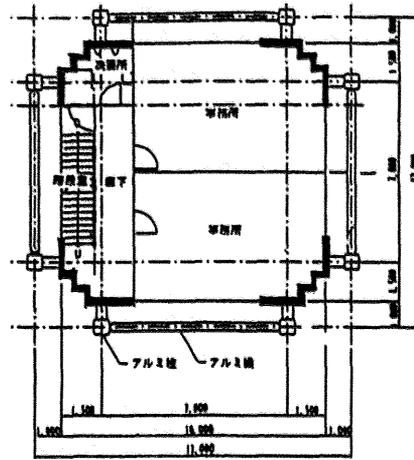
図 3.19 火災加熱を受ける架構

また、アルミニウム合金構造の特徴として耐候性を利用したトラス屋根が多く見られる。このトラス構造(本例では平面トラス構造)屋根の影響を考慮するため、多スパン構造物を屋根トラスとした。

3.6.1 事例(1) 1スパンラーメン構造物^{2) 1)}

下図に示す設計例について、本手法による算定を行った。

○フレームモデル



2~3階平面計画図

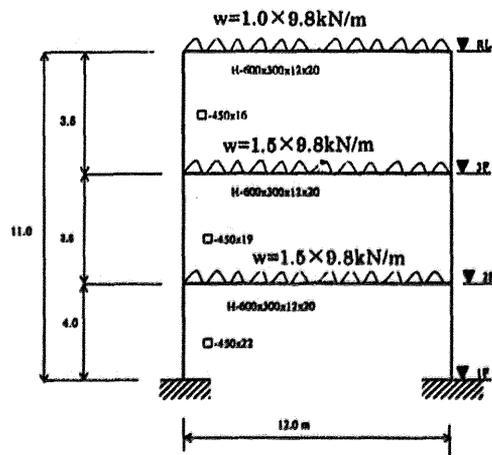


図 3.20 1スパンラーメン構造物概要

○断面性能

□-450²×16 (A=271cm², i=17.6cm, Z_p=4380cm³)

×19 (A=318cm², i=17.5cm, Z_p=5090cm³)

×22 (A=364cm², i=17.3cm, Z_p=5780cm³)

H-600×300×12×20 (Z_p=4460cm³)

○算定方針

1. 梁は両端固定で算定し、梁の横座屈は考えない。
2. 各階での火災を考える。(同時火災は考えない)

○ 応力算定

梁では、単純梁時の応力を求める。

梁 RF $M_0 = w/8 \ell^2 = 1.0/8 \times 12.0^2 = 18 \times 9.8 \text{ kNm}$

3F $M_0 = w/8 \ell^2 = 1.5/8 \times 12.0^2 = 27 \times 9.8 \text{ kNm}$

2F $M_0 = w/8 \ell^2 = 1.5/8 \times 12.0^2 = 27 \times 9.8 \text{ kNm}$

柱では、軸力を求める。

柱 3F $N = (w \ell)/2 = (1.0 \times 12.0)/2 = 6 \times 9.8 \text{ kNm}$

2F $N = (w \ell)/2 + N' = (1.5 \times 12.0)/2 + 6 = 15 \times 9.8 \text{ kNm}$

1F $N = (w \ell)/2 + N' = (1.5 \times 12.0)/2 + 15 = 24 \times 9.8 \text{ kNm}$

また、崩壊モードを考えて以下のように算定する。

1. 梁は、梁崩壊モードによる崩壊温度を算定する。(Mo/2 = MpB)
2. 柱は、柱梁と柱と2つのモードを算定する。本論手法では結果的に柱梁の結果が小となる。
3. 柱梁モードは、一般階 (Mo/4 = Mp)、最上階 (Mo/2 = Mp) でそれぞれ算定する。

● 崩壊温度の算定

○ 3階火災の場合

・ 梁の崩壊温度 $T = 100 + 250(1 - M/M_{P,RT})$

$M = M_0/2 = 18 \times 9.8/2 = 88 \text{ kNm}$

$M_{P,RT} = \sigma_y \times Z_p = 110 \times 4460/1000 = 491 \text{ kNm}$

$\therefore T_{cr} = 100 + 250(1 - 88/491) = 100 + 250(1 - 0.18) = 305(^\circ\text{C})$

・ 柱の崩壊温度

$$T = 100 + 250 \left(1 - \frac{M}{M_{pl}} - \frac{b\sigma}{(c-\lambda) \times 10^2} \right), T = 100 + 250 \left(1 - \frac{M}{M_{pl}} - \frac{\sigma}{d} \right)$$

$\lambda = l/i = 350/17.6 = 20 \rightarrow \lambda \leq 144$ より $b = 163, c = 204$

$\sigma = N/A = 6 \times 9800/(271 \times 10^2) = 2.17 (\text{N/mm}^2)$

$M = M_0/2$ (梁端部の値) $= 18 \times 9.8/2 = 88 \text{ kNm}$

$M_{P,RT} = \sigma_y \times Z_p = 110 \times 4380/1000 = 482 \text{ kNm}$

全体座屈の場合

$$\therefore T_{cr} = 100 + 250 \left(1 - \frac{88}{482} - \frac{163 \times 2.17}{(204 - 20) \times 10^2} \right)$$

$$= 100 + 250(1 - 0.18 - 0.02) = 300(^\circ\text{C})$$

局部座屈の場合、 $B/t = 28.1 > 28$ より

$P_{max} = 20.7 \times \frac{t}{B} = 0.74 \quad \therefore d = F_x P_{max} = 110 \times 0.74 = 81.4$

$$\therefore T_{cr} = 100 + 250 \left(1 - \frac{88}{482} - \frac{2.17}{81.4} \right) = 298(^\circ\text{C})$$

従って、柱の崩壊温度は 298 (°C)。

- ・層の崩壊温度
右図より柱で決まり
 $T=298(^{\circ}\text{C})$

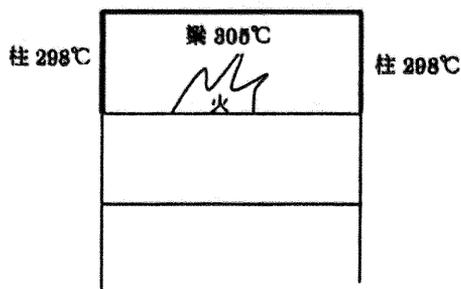


図 3.21a 層の崩壊温度 (3階)

○ 2階火災の場合は同様に梁 283℃、柱 305℃。

- ・層の崩壊温度
右図より梁で決まり
 $T_{cr}=283(^{\circ}\text{C})$

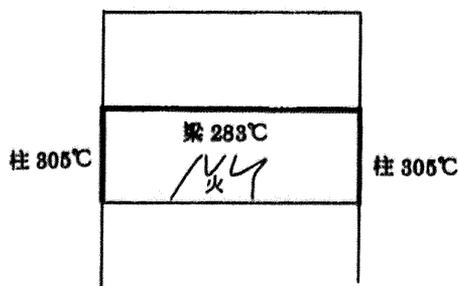


図 3.21b 層の崩壊温度 (2階)

○ 1階火災の場合は同様に梁 283℃、柱 300℃。

- ・層の崩壊温度
右図より梁で決まり
 $T_{cr}=283(^{\circ}\text{C})$

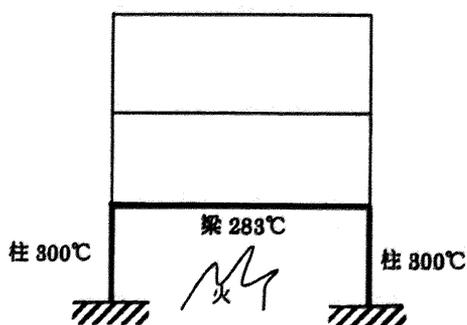


図 3.21c 層の崩壊温度 (1階)

3.6.2 事例(2) 多スパンラーメン構造物 ^{8) 11)}

下図の設計例について算定を行った。

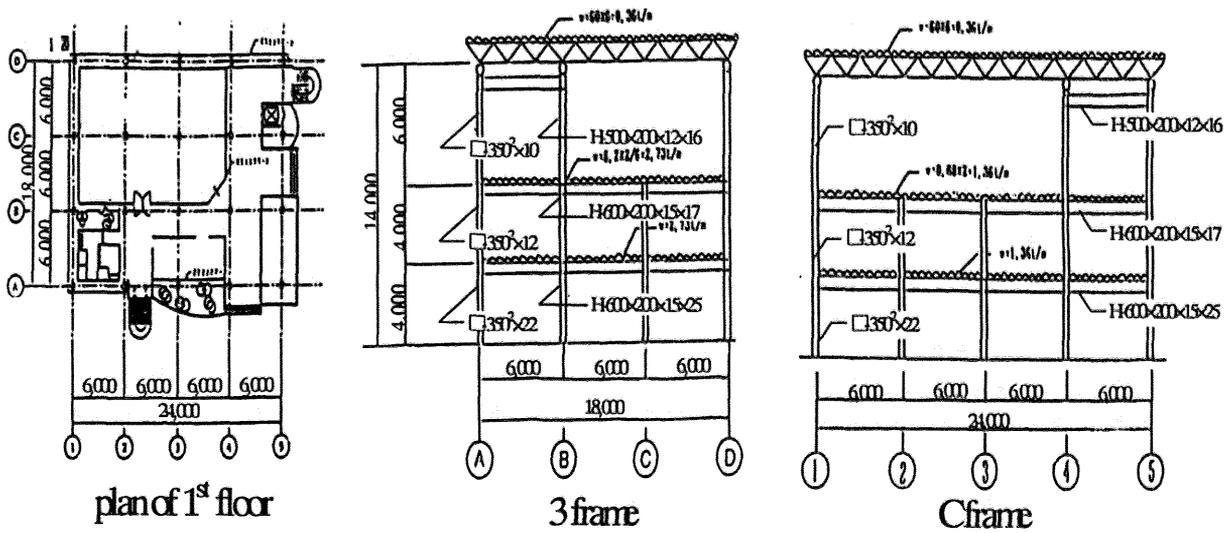


図 3.22 多スパンラーメン構造物概要

○算定方針

1. 梁は両端固定で算定し、横座屈は考えない。
2. 各階での火災を考える。(同時火災は考えない)

また、崩壊モードを考えて以下のように算定する。

1. 梁は、梁崩壊モードによる崩壊温度を算定する。(① : $M_0/2 = M_pB$)
2. 柱は、柱梁と柱と2つのモードを算定する。本論手法では結果的に柱梁の結果が小となる。
3. 柱梁モードは、一般階 (② : $M_0/4 = M_p$)、最上階 ($M_0/2 = M_p$) でそれぞれ算定するが、
③ 連梁部は柱頭曲げを無視し、④ 最上階柱頭はピン接合のため柱の曲げは無視する。
4. トラス梁部分は、梁の曲げモーメントをトラス成で割った値から上下弦材の軸力を、梁のせん断力からラチス材の軸力を計算して算定する。

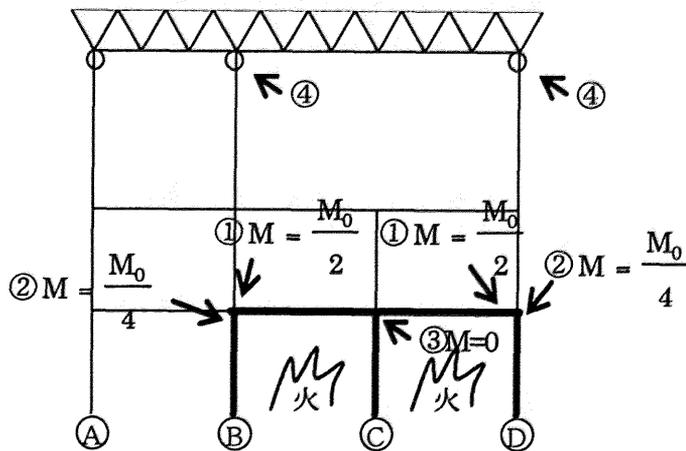


図 3.23 算定方針概要

●崩壊温度の算定

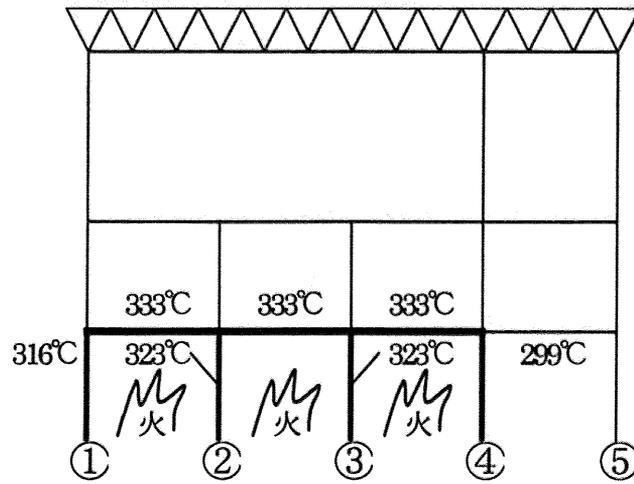


図 3.24 C通り 1階火災時の崩壊温度

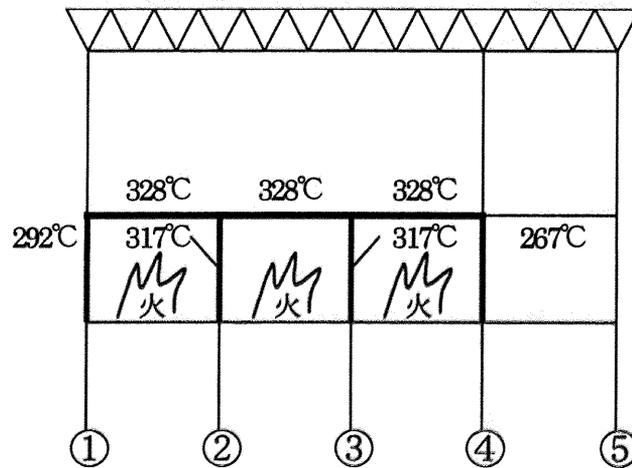


図 3.25 C通り 2階火災時の崩壊温度

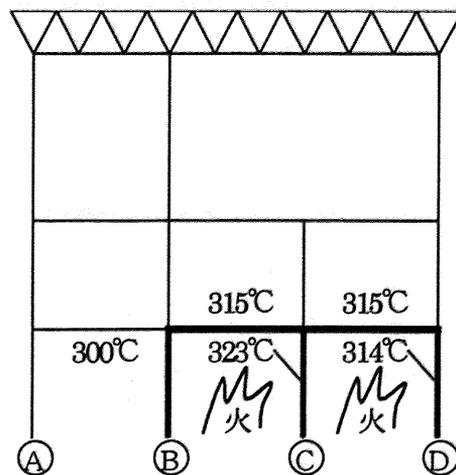


図 3.26 3通り 1階火災時の崩壊温度

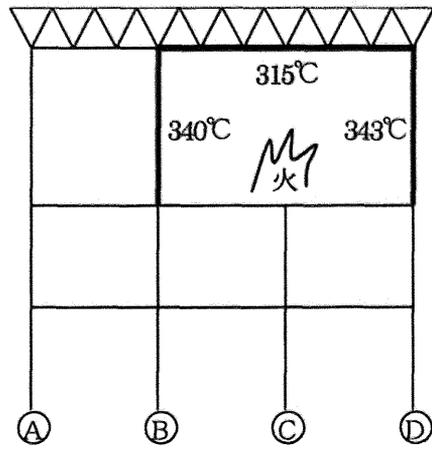


図 3.27 3 通り 3 階火災時の崩壊温度

3.7 まとめ

本研究の目的は、アルミニウム合金構造の崩壊温度を単純な文字式で表すことにより簡単明瞭な耐火検証を行うことにある。

1) 架構の崩壊温度算定手法

本論の骨子である崩壊温度算定式の提案を行った。提案は、以下の2点である。

- ・各応力状態による崩壊温度算定式を、単純な文字式とした。
- ・崩壊モードによる釣合い式のうち柱梁崩壊モード式を柱耐力のみによる近似式とした。この関係を用いると崩壊モードの各式は梁もしくは柱をそれぞれ検討すればよいことになる。この提案により手計算で簡易に崩壊温度が算定できる。

2) 崩壊温度計算事例

崩壊温度の計算事例を1スパンラーメン構造物と多スパンラーメン構造物の2種類について示した。本手法が簡便に崩壊温度を算定できることを示した。

● 3章の参考文献

- 1) アルミニウム建築構造協議会、日本建築センター他：「アルミニウム合金造技術基準解説及び設計・計算例」、H15.5
- 2) アルミニウム建築構造協議会：「アルミニウム建築構造物の耐火設計規準(案)」、H11.1
- 3) 国土交通省：平成 14 年国土交通省告示 410 号：2002
- 4) 建設省HP：「平成 12 年建設省告示 1433 号の一部改正」、2000.11
- 5) 堀川達弥、小野徹郎 他：アルミニウム合金を用いた建築構造に関する研究（その 21）建築構造部材としてのアルミニウム合金圧縮部材の高温強度特性、日本建築学会大会梗概集、pp.709-710、1998.
- 6) 堀川達弥、小野徹郎 他：アルミニウム合金を用いた建築構造に関する研究（その 22）建築構造部材としてのアルミニウム合金圧縮部材の高温強度特性、日本建築学会大会梗概集、pp.711-712、1998.
- 7) 森 洋一、小野徹郎 他：アルミニウム合金を用いた建築構造に関する研究（その 34）アルミニウム合金部材の高温耐火特性 その 1、日本建築学会大会梗概集、pp.1005-1006、2000.
- 8) 堀川達弥、小野徹郎 他：アルミニウム合金を用いた建築構造に関する研究（その 35）アルミニウム合金部材の高温耐火特性 その 2、日本建築学会大会梗概集、pp.1007-1008、2000.
- 9) 日本建築学会：「鋼構造耐火設計指針」、1999
- 10) 林恵群、倉本真介、周哲民、染谷朝幸、浅野雅男、飯島俊比古、上杉英樹：「アルミニウム合金を用いた骨組架構の火災時における応力変形解析（その 1）」、構造工学論文集 vol41B、1995.3
- 11) 染谷朝幸、森田武、飯島俊比古、大内富夫、上杉英樹：「アルミニウム合金構造架構の火災時構造安定性」、構造工学論文集 vol47B、2001.3
- 12) Н. И. Зенков：О Прочности Строительных Стале й при Высоких Температурах Промышленное С троительство No.11,1958
- 13) 日本建築学会：「鋼構造限界状態設計規準案・同解説」、1990

4. アルミニウム合金構造架構の精算解による限界変形温度

崩壊温度による計算では、架構の変形量の把握ができない。柱や梁が長い場合、応力的に満足しても火災時変形が大きい場合では問題がある。ヨーロッパ規準¹²⁾では、鋼構造の場合、火災時の変形量について一定の規定値を設けている(下式)。本論ではこの限界変形に達した温度を限界変形温度と呼ぶ。

柱： $h/30$ 以下 (h は階高)

梁： $l/800H$ 以下 (H は梁せい、 l は梁長さ)

火災時の変形を詳細に求めるには弾塑性解析を行う必要がある。本論でも弾塑性解析を行って限界変形温度を求め、崩壊温度算定手法の妥当性検討に用いる。

4.1 架構の熱応力弾塑性解析手法

本論提案の手法と比較する対象であるため、弾塑性解析自体の妥当性を示す必要がある。この妥当性については、主に試験体による実験結果と実験を弾塑性解析したものとの比較が最適と思われる。以下にアルミニウム合金構造と似た(ラウンドハウス形の)応力-ひずみ関係をもつステンレス構造箱形断面柱の高温時座屈耐力試験¹³⁾について比較を行い、そもそも弾塑性解析自体が実状と整合していることを示す。

○ステンレス構造箱形断面柱の高温時座屈耐力試験¹³⁾

図 4.1 と 4.2 に示す試験体・試験条件で高温時曲げ圧縮耐力試験(局部座屈実験)を行った。加力装置・加力方向を図 4.4~4.7 に示す。試験結果を図 4.8 に示す。図 4.8 には、図 4.3 に示す素材引張試験結果をモデル化し、図 4.7 のモデルとして弾塑性解析を行った結果を破線で示す。

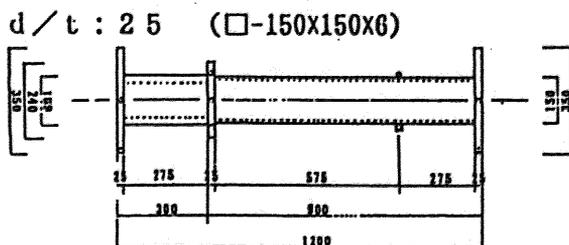


図 4.1 試験体形状

試験体	幅厚比 (b/t)	軸力比	試験条件				試験 体数
			常温	600℃	700℃	800℃	
□-150x150x6	25	0.15	●	●	●	●	8
		0.30	●	●	●	●	
□-120x120x4	30	0.15	●	●	●	●	8
		0.30	●	●	●	●	
□-150x150x4	37.5	0.15	●	●	●	●	8
		0.30	●	●	●	●	

図 4.2 試験条件

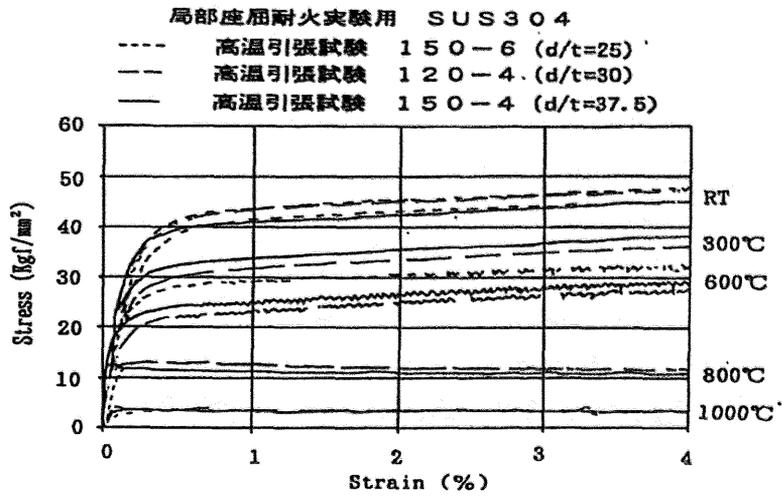


図 4.3 素材 (SUS304) の引張試験結果

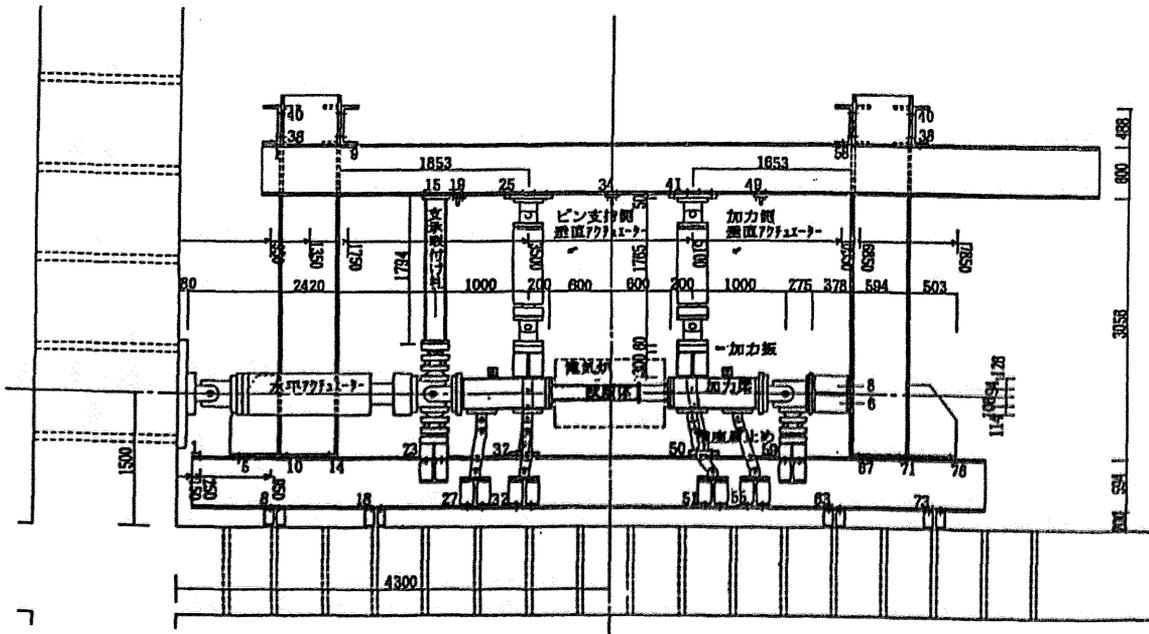


図 4.4 加力装置

写真-4 曲げ圧縮実験加力装置

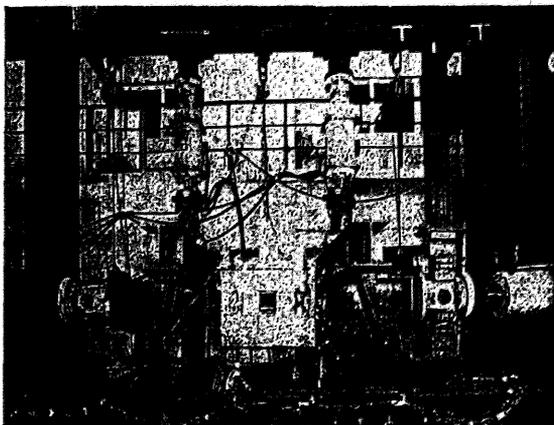
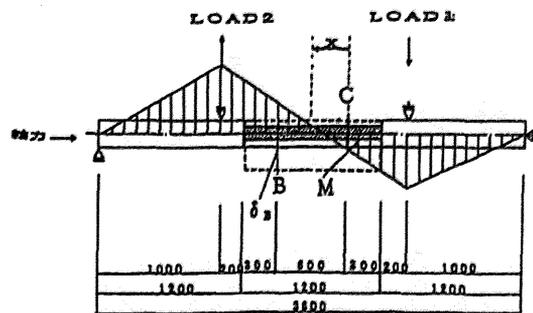
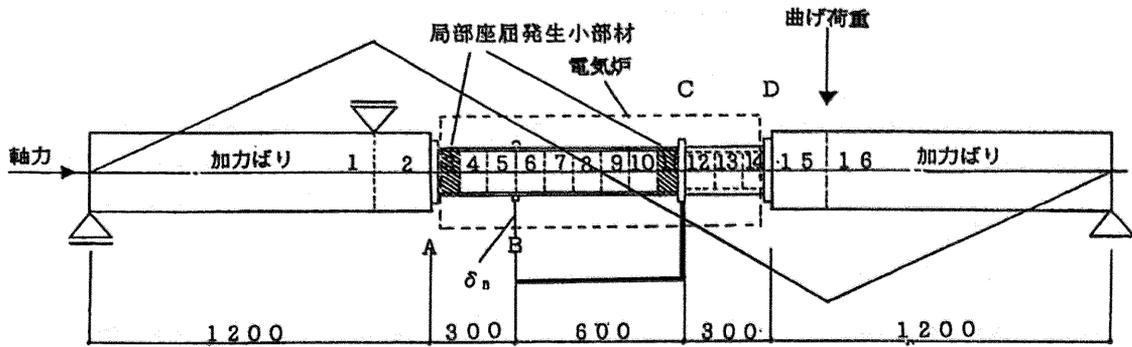


図 4.5 実験写真



加力モデル図

図 4.6 実験時加力モデル図



架構のモデル化

図 4.7 弾塑性解析用モデル化

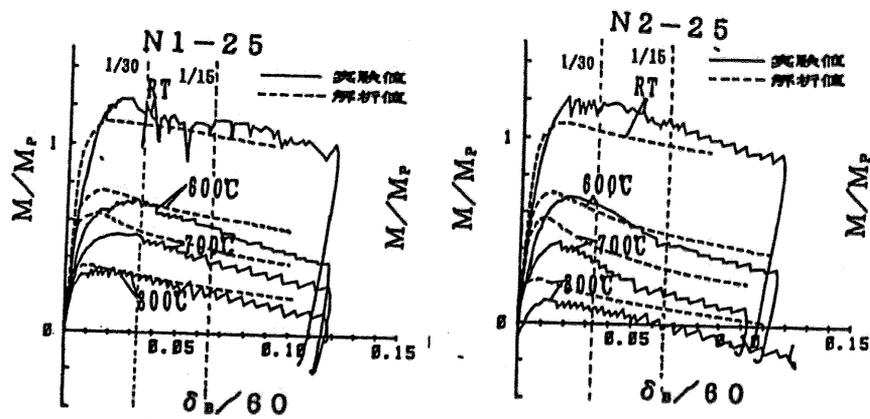


図 4.8 試験・解析結果例 ($d/t = 25$ の例)

図 4.8 に示すように、実験値（実線）と解析値（破線）は概ね良い近似をみせており、本解析手法が実状を把握できると考えられる。

4.1.1 解析手法

部材および架構の火災時の弾塑性性状に関する一般的な解析手法の開発については、文献 1) で提案されて以来、いくつかの試みがなされてきた 2) 3) 4) 5)。

高層架構に火災を想定した場合、防火区画が有効に働いていれば、火災加熱による熱応力は局所的であり、その影響も数層・数スパン離れた所までしか及ばない。この熱応力の局所性に着目し、図 4.9 に示すように架構全体を局部架構・周辺架構および外周架構に区分する。ここで、局部架構とは火災加熱の影響を著しく受け弾塑性解析の必要な部分であり、周辺架構とは熱膨張の影響は受けるが弾性的挙動に停まる局部架構に隣接する部分であり、外周架構はこれら 2 区分を除いた架構全体のことである。

火災加熱を受ける局部架構では、熱膨張を周囲の架構に拘束される。つまり図 4.9 に示すように、局部架構は周辺架構との接点において、周辺架構と外周架構の剛性による拘束力および周囲より伝達される力の和としての端部拘束力 R を受ける。

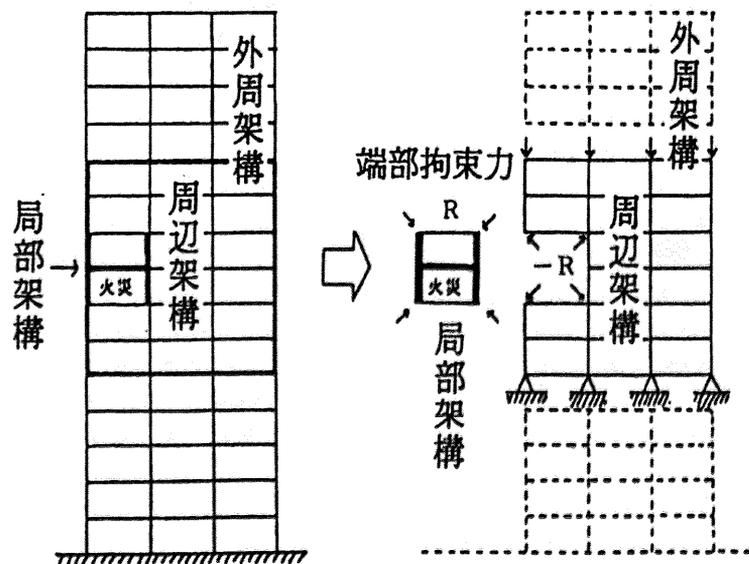


図 4.9 架構の分割と凝縮

端部拘束力は、架構全体から凝縮させるのが自然であるが、周辺架構上部に軸力のみを作用させ下部をピン支持した場合と架構全体から凝縮させた場合であり差がない⁶⁾。そこで、ピンに支えられる周辺架構に上部から作用する力は軸力のみとし、端部拘束力は周辺架構から凝縮して算定する。(この仮定により、記憶容量と計算時間の短縮をする。)そして、図 4.9 に示すように、局部架構と周辺架構を切り離して端部拘束力を切断点に作用させる。このようにして端部拘束力を導入することにより局部架構は周辺架構より切り離して、単独で弾塑性解析可能となり、同時に周辺架構の弾性解析が可能となるものである。

火災時における骨組架構では、時間による温度変化と部材内の温度分布が不均一であるが、本報の解析を進めるにあたって次のように仮定する。

- ・ 温度の時間的変動は階段状とし、分割時間内では一定とする。(図 4.10 参照)

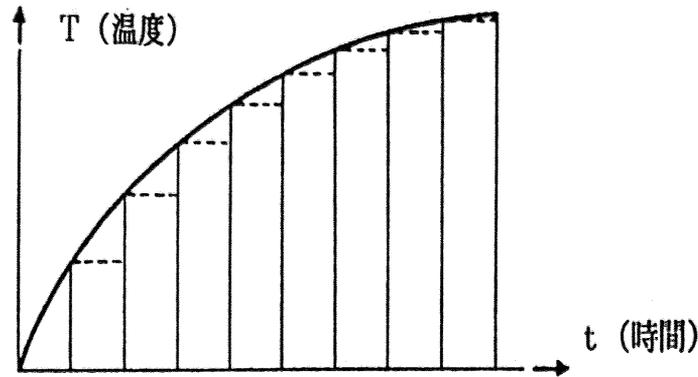


図 4.10 部材温度の時間的变化

- ・ 部材は長さ方向に沿って小部材に分割し、さらに小部材を切片によって細分化する(図 4.11 参照)。切片内では温度は均一に分布すると仮定する。この温度分布は、最大の受熱温度をもって部材全体を均等温度とする、最も危険側の分布である。

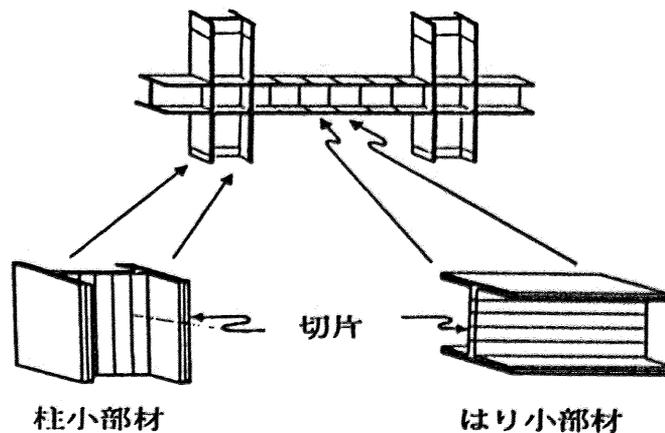


図 4.11 部材の分割 (小部材と切片)

これらの仮定のもとで、図 4.12 に示すように接線剛性法に基づく繰り返し計算により、分割された時間内での変位増分を算定する。そして、各収束段階で求めた変位からひずみを算定し、応力-ひずみ直線を用いてヤング率と応力度を算定し、部材の剛性と材端力を求める。各部材の材端力を加算して内力による接点力を求め、外力による接点力との差として不釣合力を計算する。この不釣合力が設定した許容誤差以内になると収束計算は終わり、その時間段階における変形が確定する。

$$P \uparrow \quad \text{増分変位: } \Delta U^{i, j+1} = [{}_{T}K^{i, j}]^{-1} \cdot (P - {}_{T}P^{i, j})$$

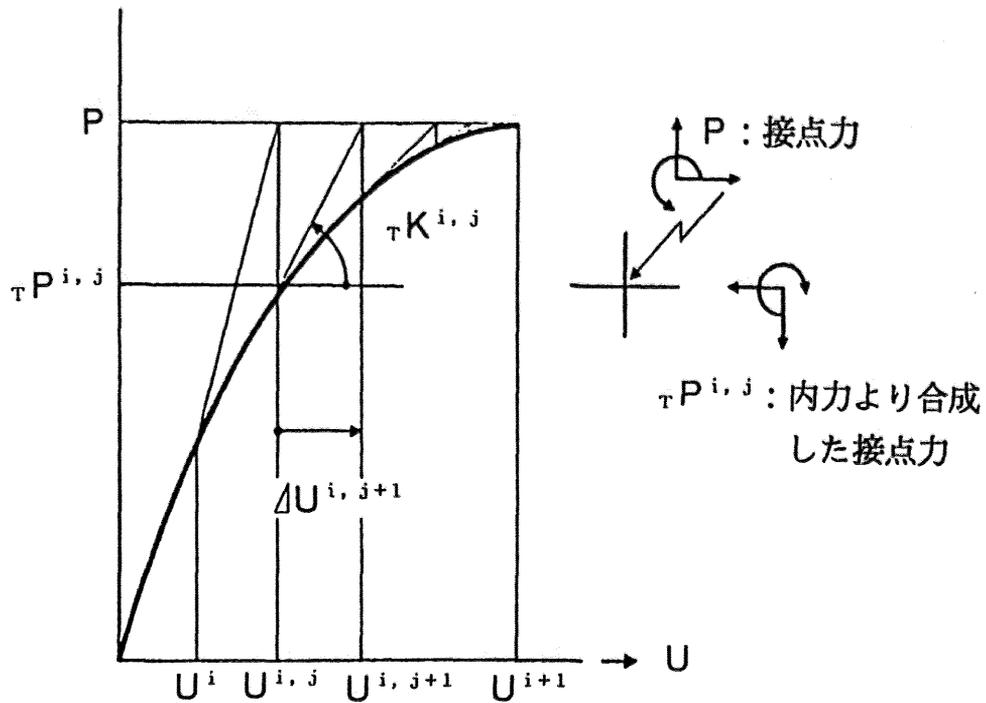


図 4.12 接線剛性法による収束手法

こうして各収束段階で求めた変位増分を累積し、これを次の時間段階の出発点として繰り返し計算を行なう。この際、軸力などによる付加モーメントの影響および大変形を考慮するため、各時間段階で変位増分による接点の移動を行なう。

以下に算定手法を、太字をマトリックスとした数式で示す。

周辺架構の接点釣合式は次式となる。

$$\begin{bmatrix} \mathbf{P}_a \\ \mathbf{P}_R - \mathbf{R}^{i,j+1} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{K}_{aa} & \mathbf{K}_{aR} \\ \mathbf{K}_{Ra} & \mathbf{K}_{RR} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \mathbf{U}_a \\ \mathbf{U}_R^{i,j+1} \end{bmatrix} \quad (4.1)$$

式中の \mathbf{P} , \mathbf{R} , \mathbf{K} , \mathbf{U} は、それぞれ接点力、端部拘束力、剛性、および接点変位のマトリックスである。添字 a は周辺架構に関するものを、添字 R は端部拘束接点に関するものを、意味する。また、添字 i は時間段階を示し、添字 j は収束段階を意味する。後述の添字 L は小部材の各接点に関するものである。

火災加熱を受ける局部架構は弾塑性解析を必要とするので、図 4.11 に基づいて部材を数個の小部材に細分し、各接点での増分接点力と増分変位で接点釣合式を作成すると次式となる。

$$\begin{bmatrix} \mathbf{R}^{i,j+1} - {}_T\mathbf{P}_R^{i,j} \\ \mathbf{P}_L - {}_T\mathbf{P}_L^{i,j} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} {}_T\mathbf{K}_{RR}^{i,j} & {}_T\mathbf{K}_{RL}^{i,j} \\ {}_T\mathbf{K}_{LR}^{i,j} & {}_T\mathbf{K}_{LL}^{i,j} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta\mathbf{U}_R^{i,j+1} \\ \Delta\mathbf{U}_L^{i,j+1} \end{bmatrix} \quad (4.2)$$

式中の ${}_T\mathbf{P}$ は内部応力を集積した接点力であり、 ${}_T\mathbf{K}$ は応力ひずみ履歴に基づいて算定した剛性である。

周辺架構と局部架構の境界接点における変位と増分変位には、次の適合条件が成立する。

(図 4.12 参照)

$$\mathbf{U}_R^{i,j+1} = \mathbf{U}_R^{i,j} + \Delta\mathbf{U}_R^{i,j+1} \quad (4.3)$$

釣合式 (4.1) を掃き出し操作して、 \mathbf{K}_{aa} を単位化し、 \mathbf{K}_{Ra} をゼロ化すると次式になる。

$$\begin{bmatrix} \mathbf{P}_a' \\ \mathbf{P}_R' - \mathbf{R}^{i,j+1} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{I} & \mathbf{K}_{aR}' \\ 0 & \mathbf{K}_{RR}' \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \mathbf{U}_a \\ \mathbf{U}_R^{i,j+1} \end{bmatrix} \quad (4.4)$$

上式より、端部拘束力 $\mathbf{R}^{i,j+1}$ と周辺架構変位 \mathbf{U}_a は次のように定式化できる。

$$\mathbf{R}^{i,j+1} = \mathbf{P}_R' - \mathbf{K}_{RR}' \cdot \mathbf{U}_R^{i,j+1} \quad (4.5)$$

$$\mathbf{U}_a = \mathbf{P}_a' - \mathbf{K}_{aR}' \cdot \mathbf{U}_R^{i,j+1} \quad (4.6)$$

(4.5)式によって定められる周辺架構からの端部拘束力 $\mathbf{R}^{i,j+1}$ を熱応力解析の対象となる局部架構の釣合式 (4.2) に、変位の適合条件式 (4.3) を考慮して代入し整理すると次式となる。

$$\begin{bmatrix} \mathbf{P}_R' - \mathbf{K}_{RR}' \cdot \mathbf{U}_R^{i,j} - {}_T\mathbf{P}_R^{i,j} \\ \mathbf{P}_L - {}_T\mathbf{P}_L^{i,j} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} {}_T\mathbf{K}_{RR}^{i,j} + \mathbf{K}_{RR}' & {}_T\mathbf{K}_{RL}^{i,j} \\ {}_T\mathbf{K}_{LR}^{i,j} & {}_T\mathbf{K}_{LL}^{i,j} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta\mathbf{U}_R^{i,j+1} \\ \Delta\mathbf{U}_L^{i,j+1} \end{bmatrix} \quad (4.7)$$

(4.7)式の左辺は、前の収束段階の変形 $\mathbf{U}_R^{i,j}$ に基づいて応力-ひずみ直線より求めた節点内力との差であり、変形状態が外力と適合した場合にゼロとなる。(4.7)式より増分変位 $\Delta\mathbf{U}$ を求め、前の収束段階の変形に累加する。

すなわち、

$$\begin{bmatrix} \mathbf{U}_L^{i,j+1} \\ \mathbf{U}_R^{i,j+1} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{U}_L^{i,j} \\ \mathbf{U}_R^{i,j} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \Delta \mathbf{U}_R^{i,j+1} \\ \Delta \mathbf{U}_L^{i,j+1} \end{bmatrix} \quad (4.8)$$

新たなる変位 $\mathbf{U}^{i,j+1}$ に基づいて内力による節点力 $\mathbf{T}\mathbf{P}$ を算定し、左辺の釣合をみる。許容範囲であるなら収束したものとして、ある時間段階の計算を終了し、次のように変位を確定する。

$$\begin{bmatrix} \mathbf{U}_L^{i,j} \\ \mathbf{U}_R^{i,j} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{U}_L^{i,j+1} \\ \mathbf{U}_R^{i,j+1} \end{bmatrix} \quad (4.9)$$

(4.9)式の端部拘束接点の変位項 $\mathbf{U}_R^{i,j+1}$ を(4.6)式の $\mathbf{U}_R^{i,j+1}$ に代入すれば、周辺架構の変位が求まり、応力変形状態が定まる。

4.1.2 前提条件の検証

本論のアルミニウム合金構造物の弾塑性解析では、応力-ひずみ関係に簡略化したバイリニア型の関係を用いている。詳細に検証する場合、指数関数による応力-ひずみ関係を用いることが多く、特に鋼構造¹⁴⁾の解析には指数関数の適用がほとんどである。

ここでまずバイリニア型の応力-ひずみ関係が指数関数型に比べて問題があるかを検証し、アルミニウム合金構造の弾塑性解析の前提条件検証とする。

また、崩壊温度算定の大前提である「崩壊時に熱応力が無視できる」点についても示し、崩壊温度算定の前提条件についても問題ないことを示す。

解析は実績のある鋼構造架構を用いる⁶⁾こととした。図4.13に示す建物についての解析であるが、指数関数型では建物全体を解析するのに対して、バイリニア型^{7) 8) 9)}では前節の説明のように外周架構を軸力とピン支持として省略したものを用いた。

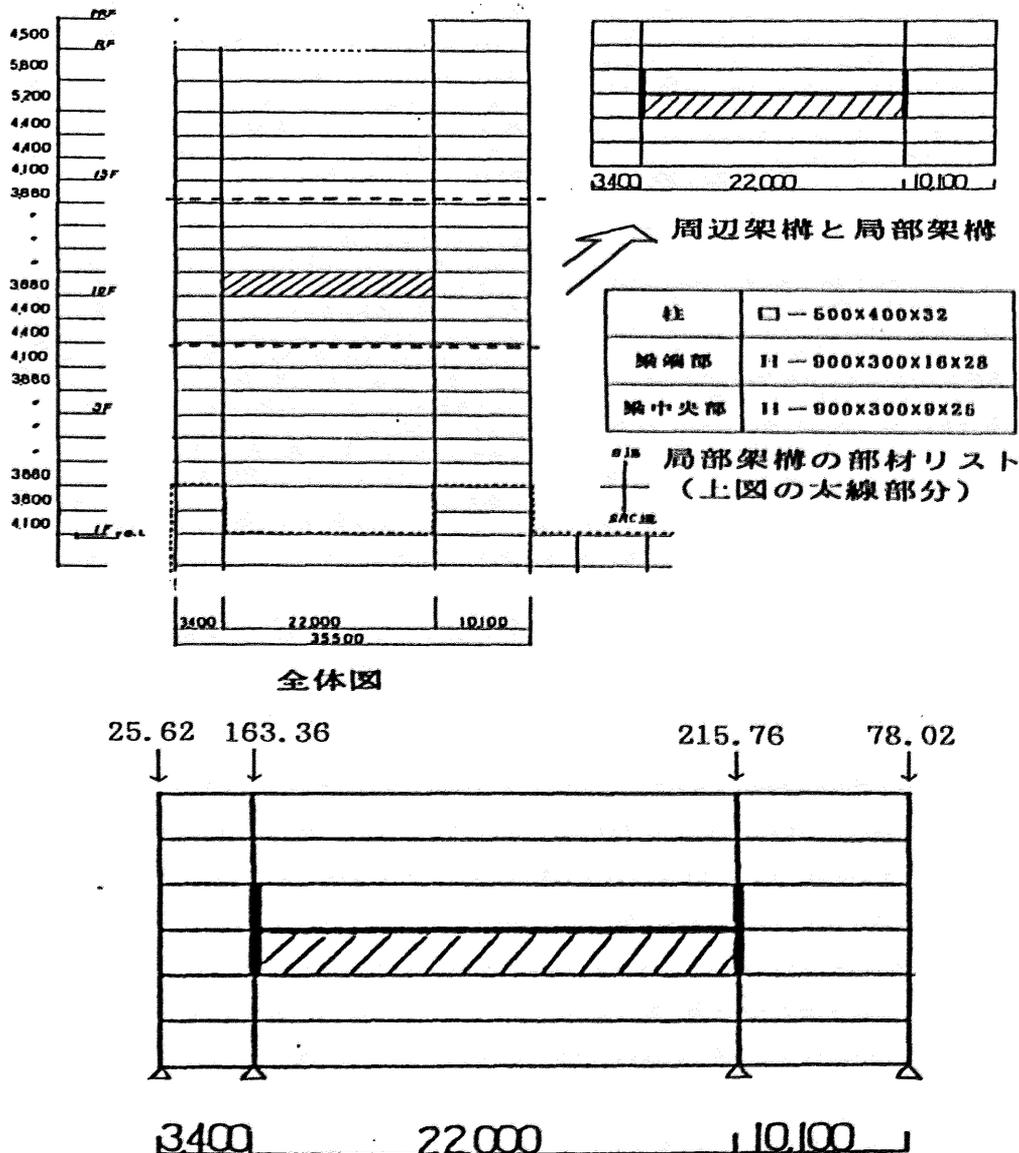


図 4.13 建物概要

加熱場所は図中の斜線部分とし、加熱時間は 60 分間で最終的な鋼材温度は 600℃に達するとした。解析結果を図 4.14(a)(b)~図 4.19(a)(b) に示す。但し (a) はバイリニア型による結果で、(b) は指数関数型による結果である。

図 4.14(a)(b) に局部架構の変形図を示す。それぞれ 100℃ごとの変形の様子を点線で示す。共に 300℃からののはりのたわみが大きいのが、比較して大差はみられない。

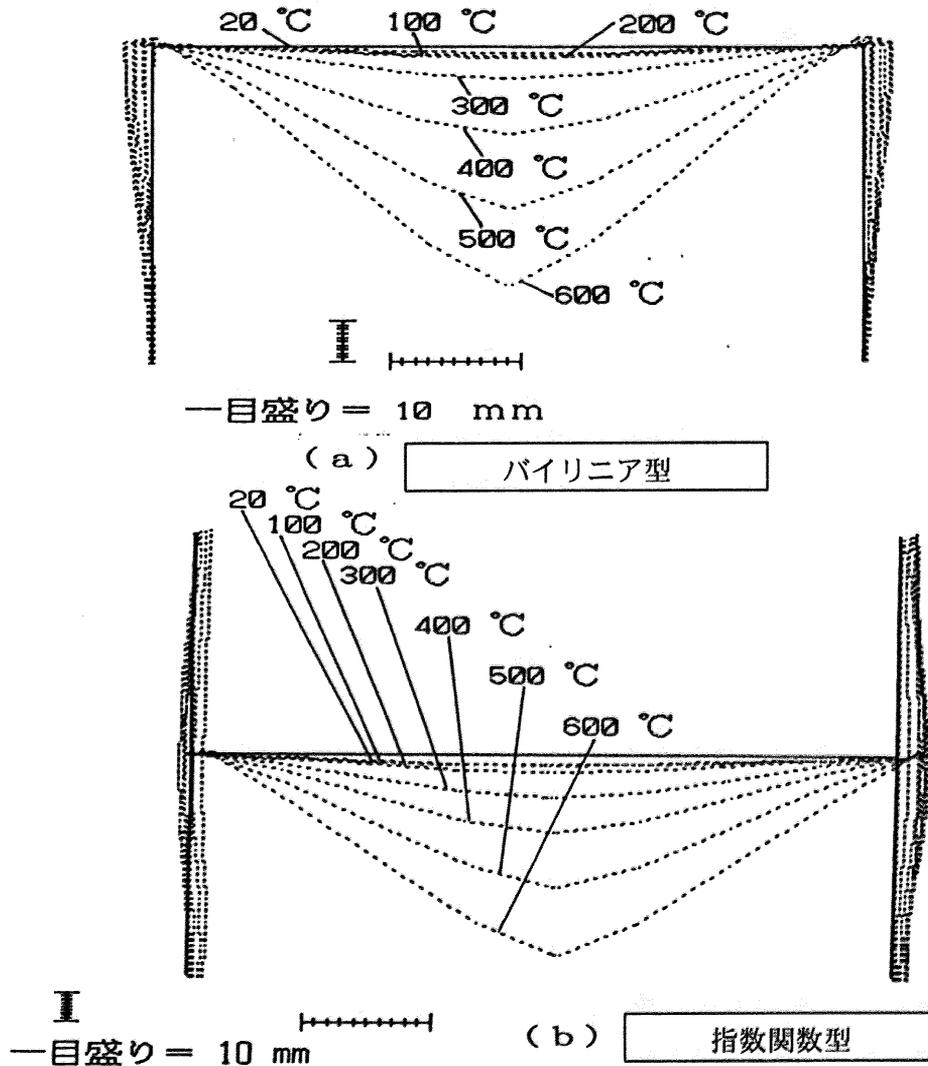


図 4.14 局部架構の変形図

図 4.15(a)(b)に局部架構の熱変形を示す。共に温度の上昇につれて、はりの伸びだし (1, 3) は大きくなり、はり中央部のたわみ (2) も大きくなるが、300℃以降のはり変形が大きいいため伸びだし量の減少がみられる。また比較すると、(a) では、はりのたわみがやや小さく左右の伸びだし量の差がほとんどみられないが、(b) では、はりのたわみがヨーロッパ基準を越える量となりはりの伸びだしが主に 3 の方向に生じていることが分かる。

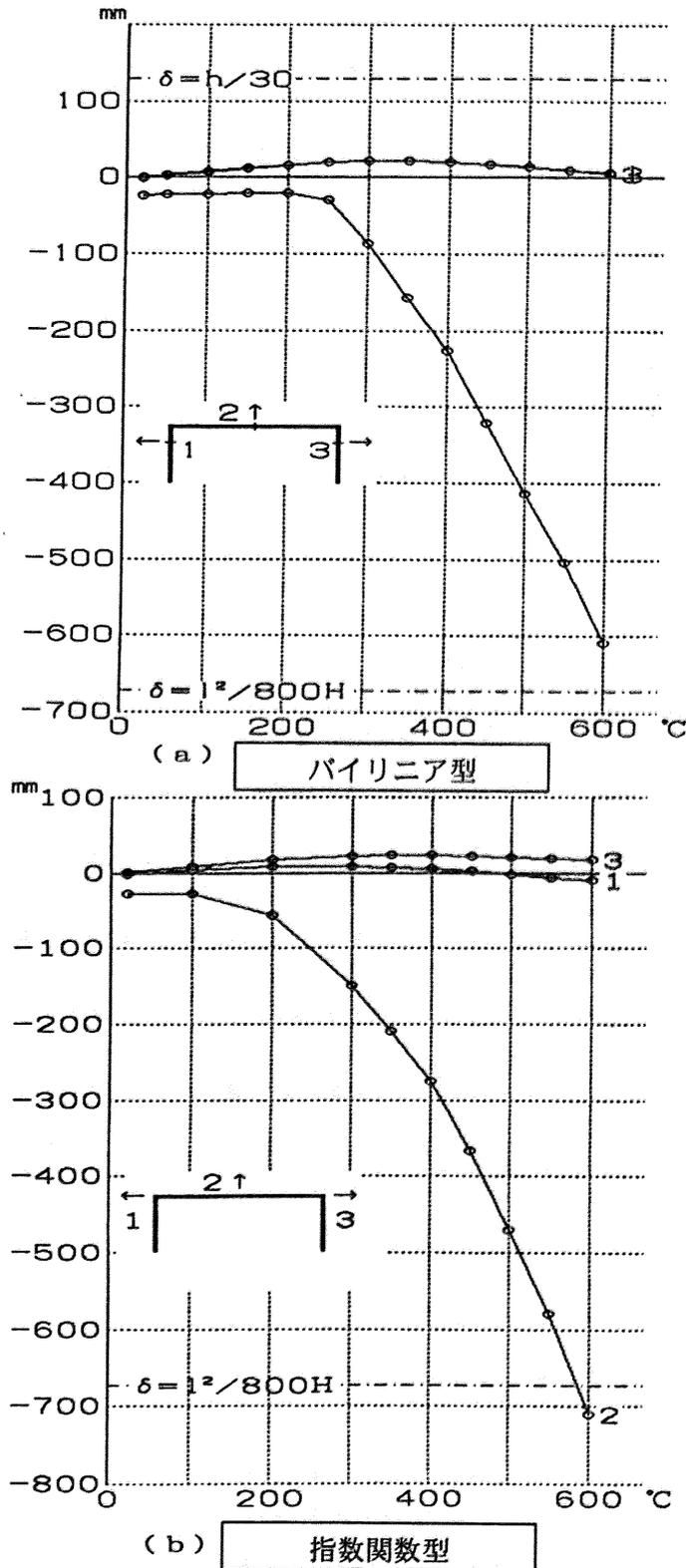
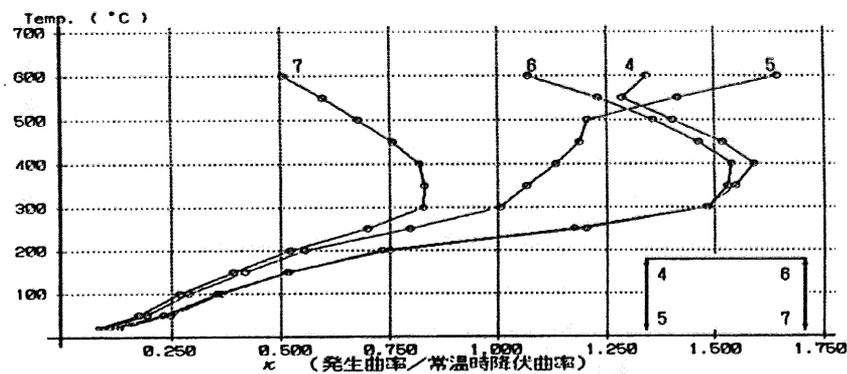
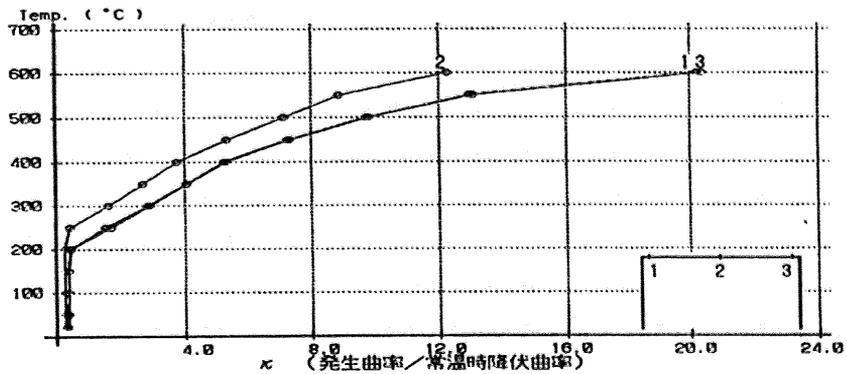
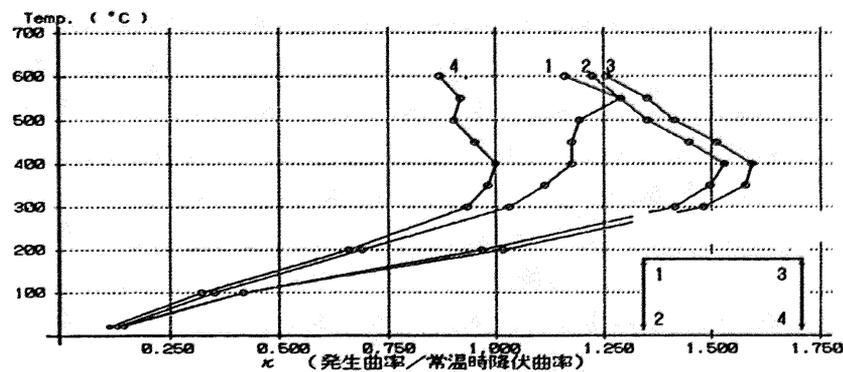
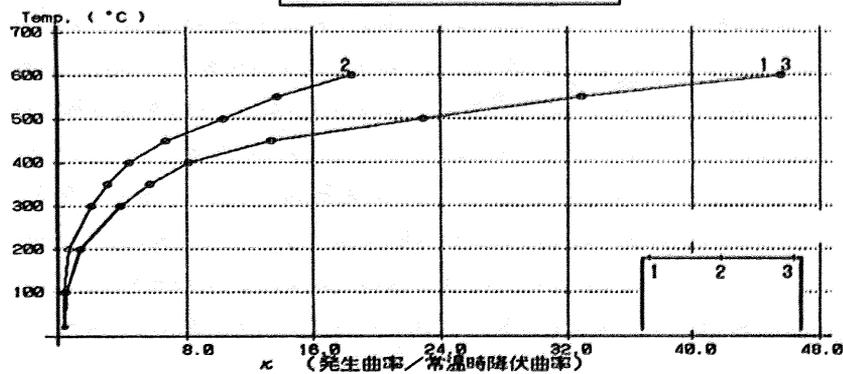


図 4.15 局部架構の熱変形

図 4.16 (a) (b) に局部架構の曲率を示す。共にはりが 300℃以降で曲率の増大がみられ、柱は左柱柱脚を除いて 400℃以降で曲率の減少がみられる。(a) (b) を比較すると (b) に比べ (a) では、はり両端の曲率がやや、小さく左柱柱脚の曲率の増大がみられる。



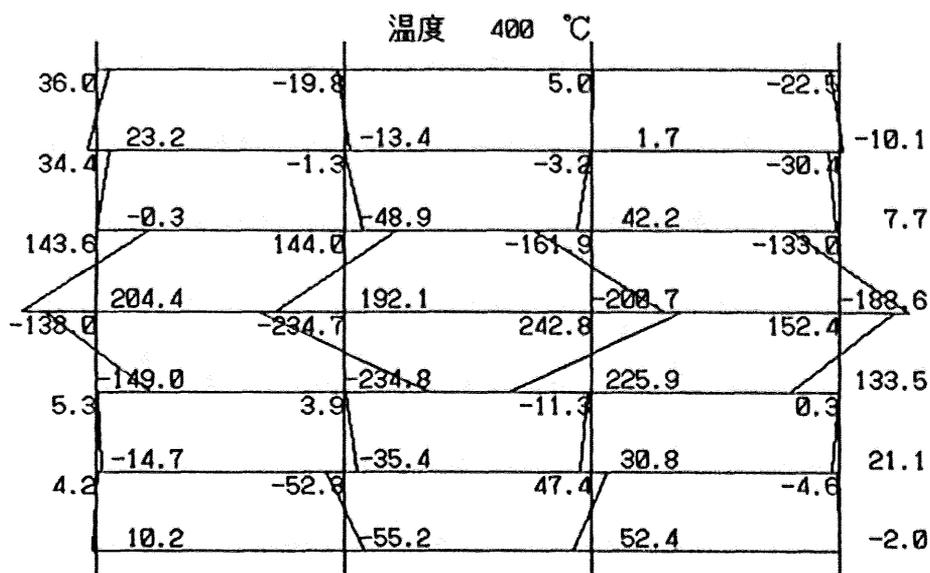
(a) パイリニア型



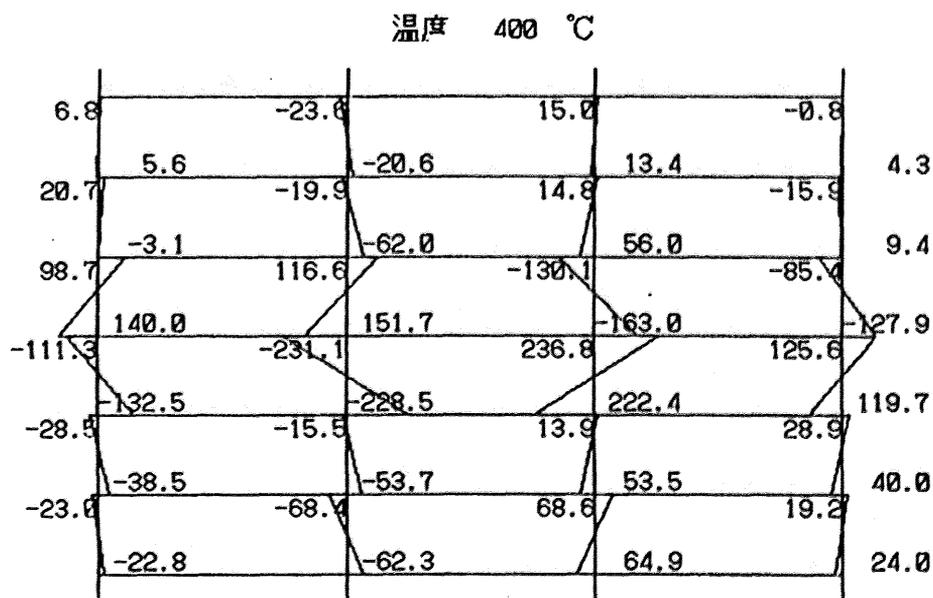
(b) 指数関数型

図 4.16 局部架構の曲率

図 4.17(a)(b)に周辺架構のモーメント分布を示す。共に加熱はりの伸びだしによってこの付近のモーメントの増大がみられ、比較して大差はみられない。



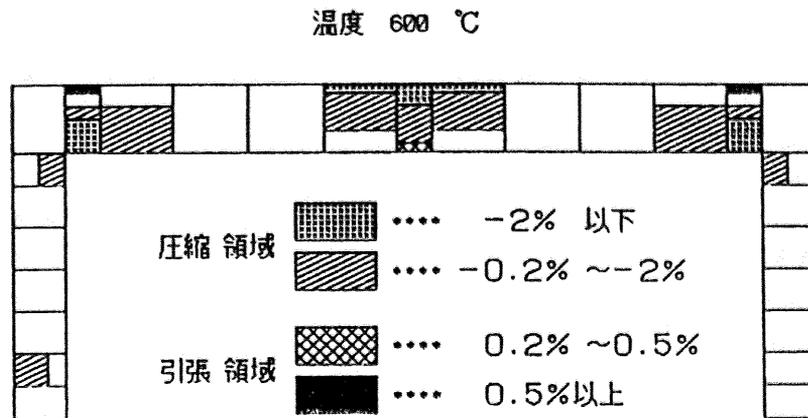
(a) パイリニア型



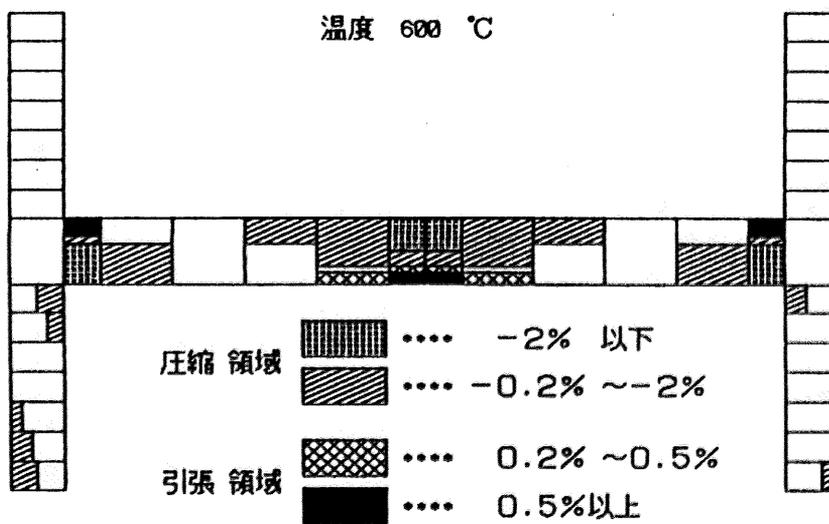
(b) 指数関数型

図 4.17 周辺架構のモーメント分布

図 4.18 (a)(b)に局部架構のひずみ分布を示す。大きな圧縮ひずみ (2 %以上) がはり両端と
はり中央にみられ、はりが弱っていることが分かる。



(a) バイリニア型



(b) 指数関数型

図 4.18 局部架構のひずみ分布

図 4.19(a)(b)に局部架構の熱応力発生経過を示す。共に柱では 300℃付近でモーメントの最大を向かえ軸力は上昇を続けている。はりでは、500℃前後でモーメントの最大を向かえ軸力は 300℃で最大を向かえている。(a)(b)の比較により大差はみられない。

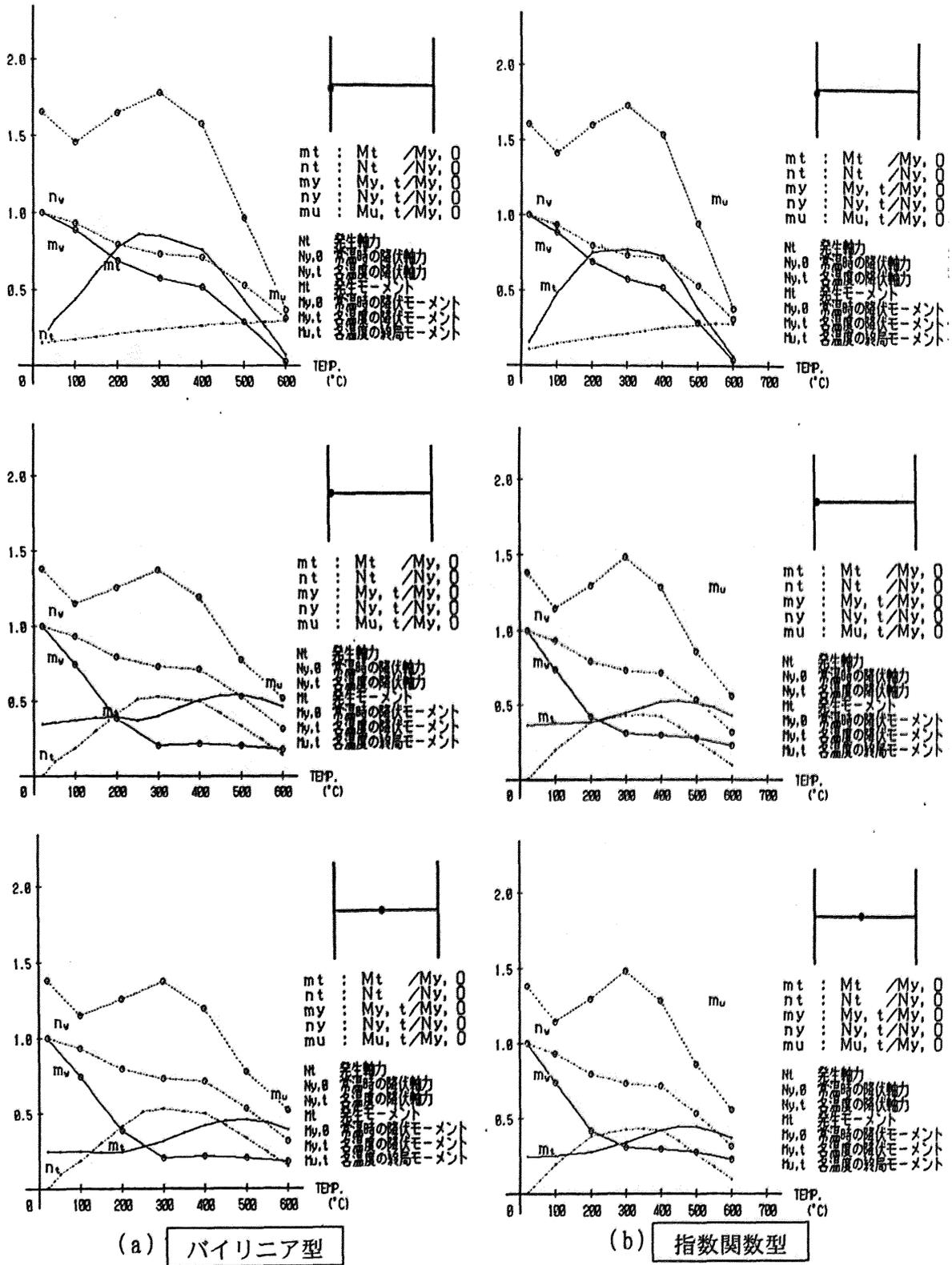


図 4.19 局部架構の熱応力発生経過

また、柱頭柱脚の応力の温度推移を見ると、限界変形温度に達している 600℃付近では、熱応力の減少が見られる。熱応力による応力としては、柱頭では梁の伸びだしによる曲げ、梁では伸びだしの拘束による軸力がある。600℃付近では、柱頭に生じる曲げモーメント（図 4.20 左中の太線）は常温時以下の応力であり、梁端に生じる軸力（図 4.20 右中の破線）はかなり小さくなっている。

この結果は、「崩壊時には熱応力が無視できる程度まで減少する」点を示しており、崩壊温度算定の前提条件についても問題ないと思われる。

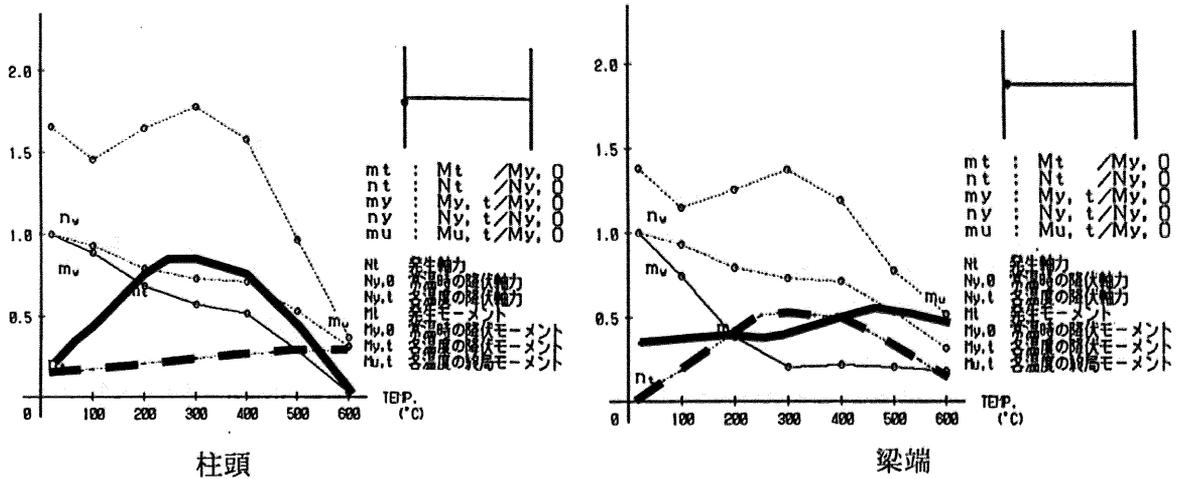


図 4.20 火災加熱を受ける架構の各部材に生じる応力と温度の推移模式図
 (図中、太線：発生曲げモーメントの温度推移、破線：発生軸力の温度推移)

4.2 アルミニウム合金構造架構の熱応力弾塑性解析

4.2.1 事例(1) 1スパンラーメン構造物¹⁵⁾

(1) 解析モデルおよび解析方法^{6) 7) 8)}

- ・解析モデルは図 3.20 のモデルとする。
- ・解析は架構全体について行う。但し、防火区画が有効に働いていれば火災加熱による影響は局所的になるため⁵⁾、火災階部分については幾何学的非線形を考慮した弾塑性熱応力解析、非火災部分は弾性応力解析とする。
- ・火災階は1層とし、時間による温度変化・部材内の温度分布等は以下の仮定条件を考える。
 - i) 温度の時間変動は階段状とし、分割時間内では均一とする。

本例では1分ピッチで35分の加熱とする。(最終温度 350℃)

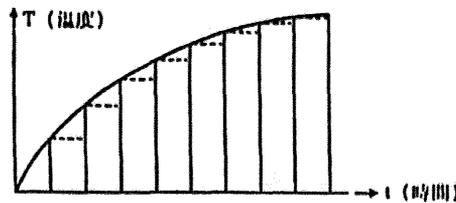


図 4.21a 部材温度の仮定条件

- ii) 部材は長さ方向に沿って小部材に分割し、さらに小部材を切片に細分化する。また切片内では均一温度分布とする。

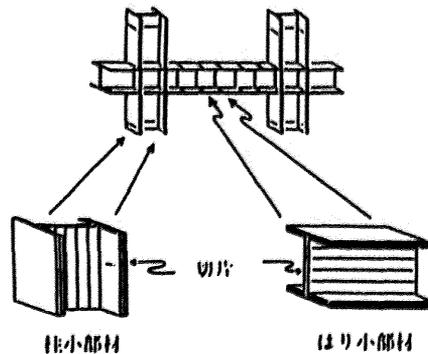


図 4.21b 部材の分割

○解析の際に適用した応力度-ひずみ度関係は、引張ひずみ速度を毎分 0.2%として 5%まで引張った素材の高温時引張試験結果を Bi-linear 型に近似したものとした。(下図)

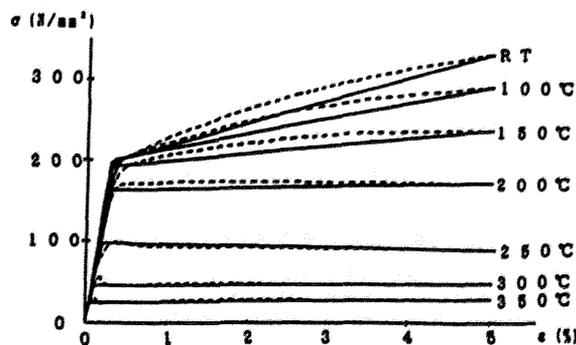


図 4.22 解析用応力度-ひずみ度関係

(2) 解析結果と検証

解析結果を柱・梁の変形量のグラフに示す。次頁に拡大図を示す。図中 $\delta = h/30$ と $\delta = 1^2/800H$ は ECCS-T5 による鋼構造の場合の基準（限界変形）で、参考として明示した。

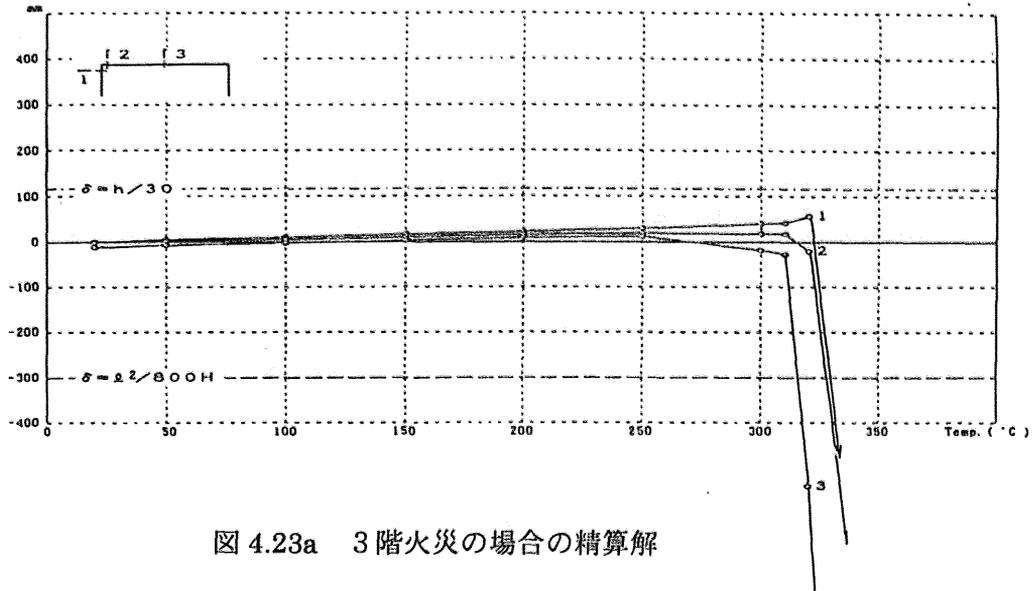


図 4.23a 3階火災の場合の精算解

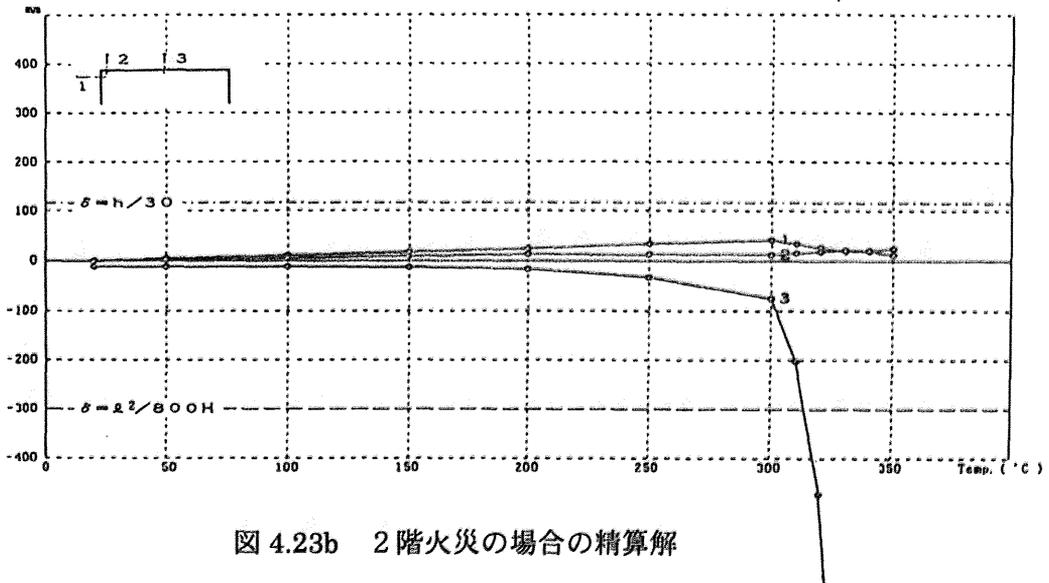


図 4.23b 2階火災の場合の精算解

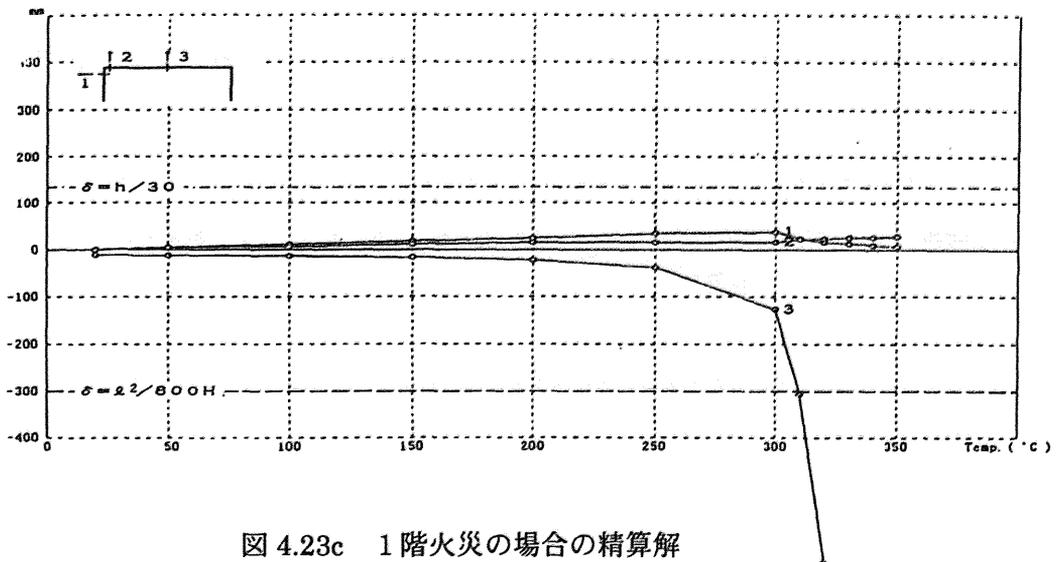


図 4.23c 1階火災の場合の精算解

各階とも、梁が大きく変形して限界変形に達しているが、300℃程度までは層崩壊していない。最上階では梁が変形すると共に、柱も熱劣化が進行して鉛直方向に縮んでいる。

1階・2階では、柱は350℃まで健全で梁の変形により層崩壊するモードとなっている。

1スパンであるため、周辺架構との応力再配分はなく、加熱部材の熱劣化の進捗に応じて層崩壊する性状が見られた。

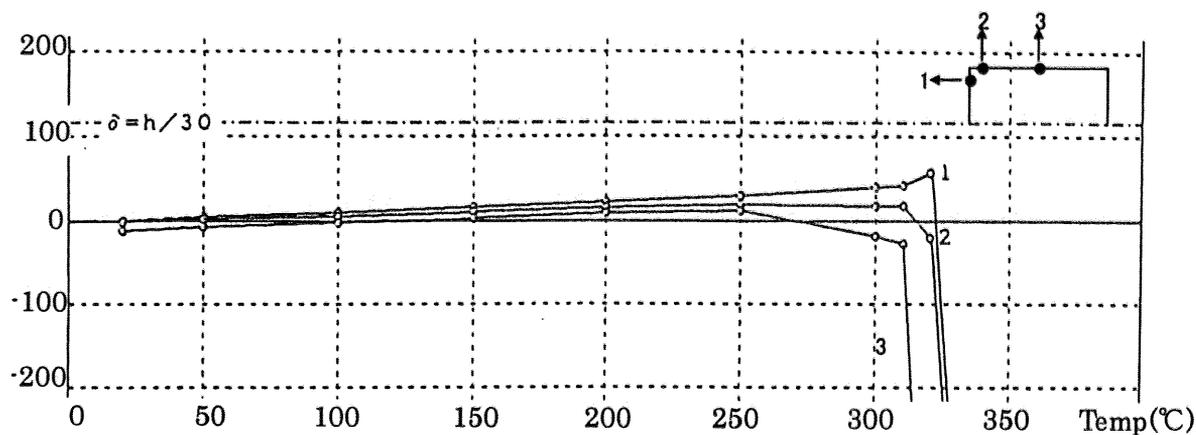


図 4.24a 3階火災の場合の精算解 (拡大)

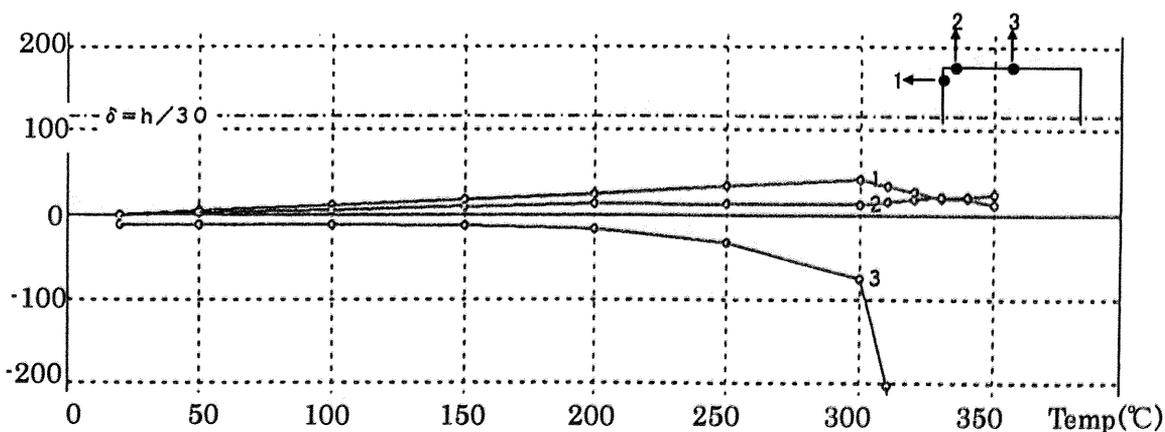


図 4.24b 2階火災の場合の精算解 (拡大)

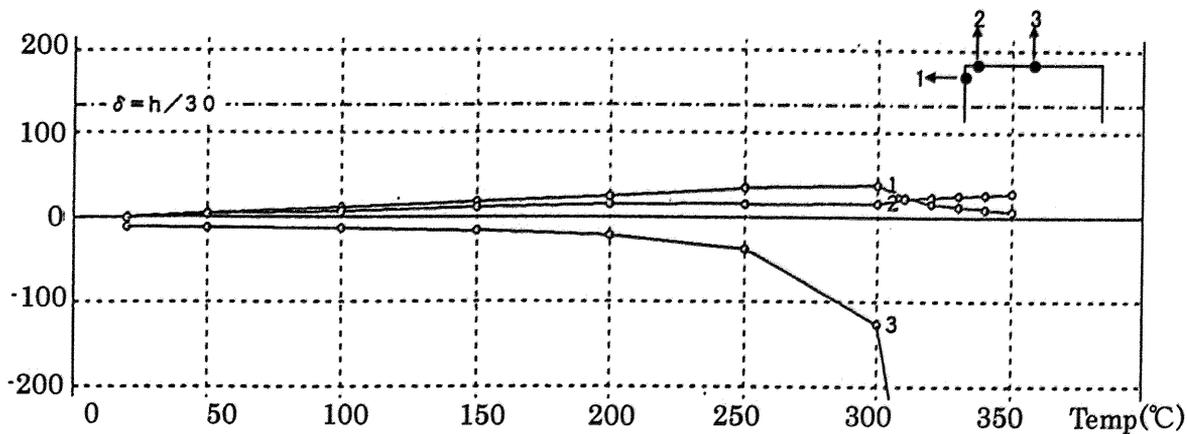


図 4.24c 1階火災の場合の精算解 (拡大)

4.2.2 事例(2) 多スパンラーメン構造物¹⁶⁾

(1) 解析モデル

引張試験¹⁰⁾より求められた高温時アルミニウム合金(A5083S-H112)の各温度の応力-ひずみ曲線を図4.25の点線に示す。演算時間を短縮するためにアルミニウム合金の応力-ひずみ曲線を2直線モデルに変換した。変換方法の要点は0.2%降伏点と5%ひずみ点を一致させることにある(図4.16参照)。図4.25に実線で2直線モデルに変換した高温時のアルミニウム合金の応力-ひずみ曲線を示す。

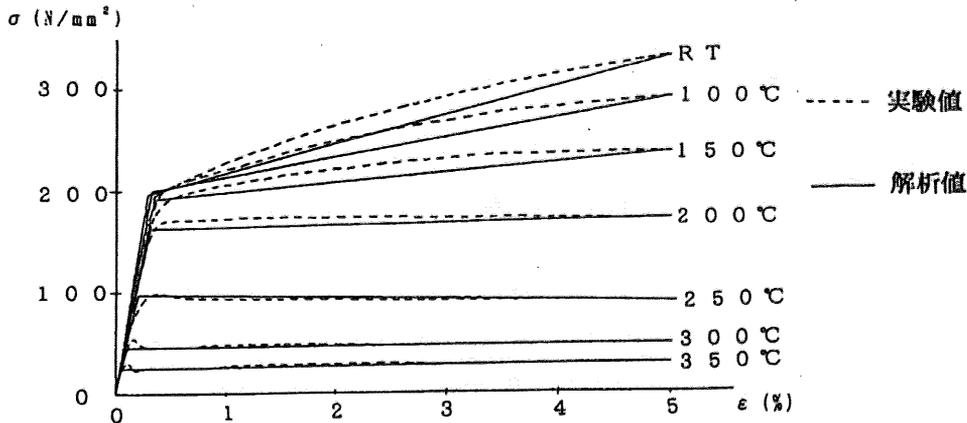


図4.25 高温時アルミニウム合金の応力-ひずみ曲線

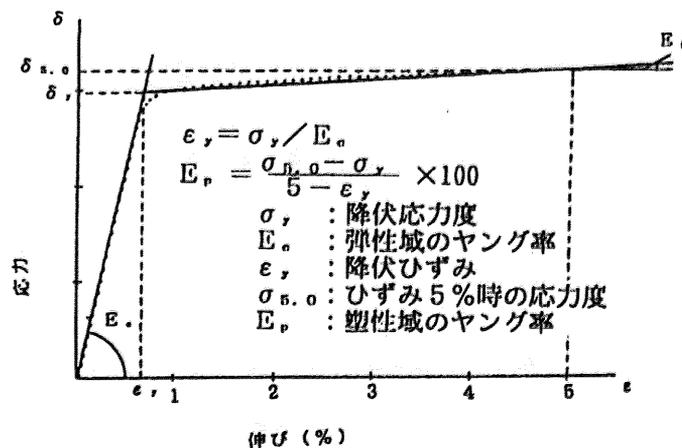


図4.26 2直線への変換方法

表4.1 アルミニウム合金(A5083S-H112)の高温特性

温度(°C)	RT	100	150	200	250	300	350
E_e (kg/mm ²)	7744.9	7229.6	6418.4	6285.7	5530.6	5367.3	3693.9
E_p (kg/mm ²)	275.26	210.36	109.21	13.373	-9.271	5.176	0.0308
ϵ_y (%)	0.259	0.270	0.290	0.261	0.180	0.082	0.059
σ_y (kg/mm ²)	20.15	19.65	18.91	16.87	9.594	4.765	2.676

(2) 前提条件等

下図に示す3層ラーメン架構の建物について解析を行った。解析の前提となる条件は以下の通りである。

- (1) 架構骨組はすべてアルミニウム合金 (A5083S -H112) とする。
- (2) 屋根トラスが局部架構に含まれる場合は剛接トラスとし、周辺架構に含まれる場合は単材に置換する。
- (3) 加熱時間は1分ピッチで35分とし、最終温度は350℃となる。部材断面内での温度分布は均一とする。
- (4) 加熱部位は防火区画を覆う柱と梁とし、火災階の床を支える梁は常温とする。
- (5) 床スラブの影響は無視し、パネルゾーンは剛体として取り扱う。

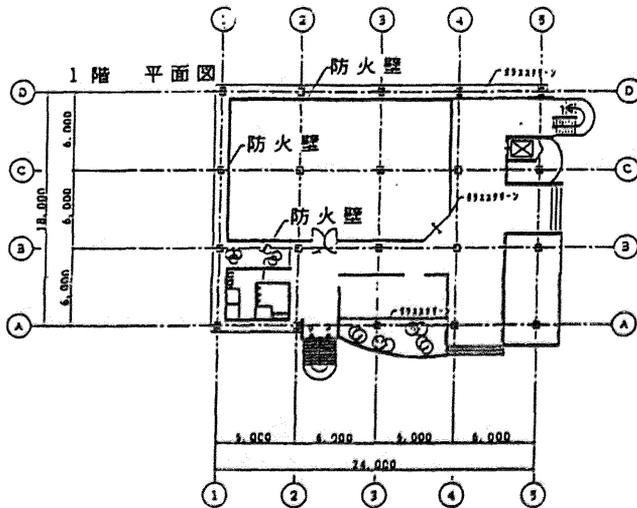


図 4.27a 1階平面図

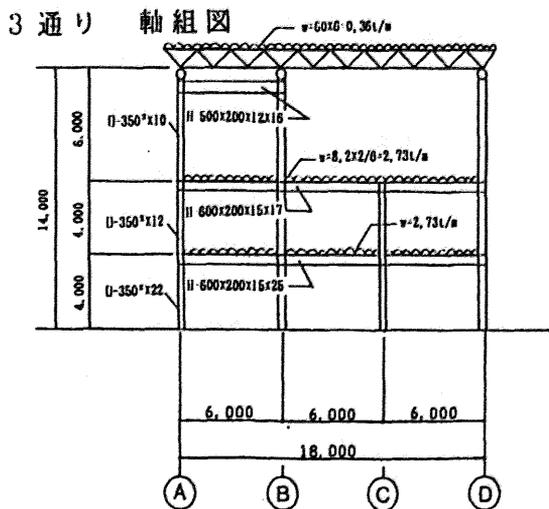


図 4.27b 3 通り軸組図

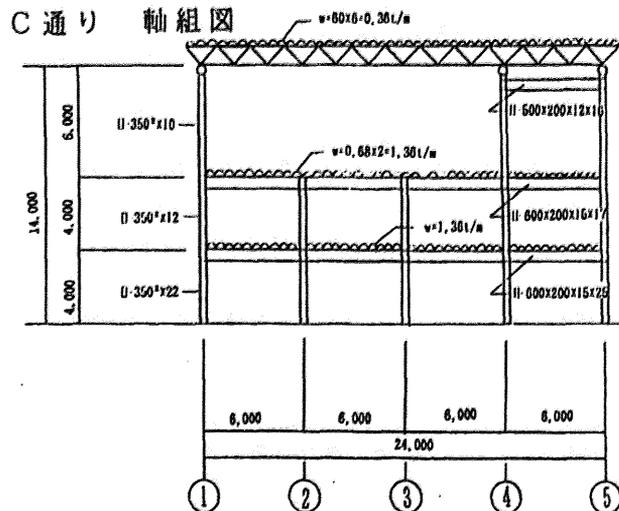


図 4.27c C 通り軸組図

多スパンラーメン架構の崩壊では、全スパンに対する火災部分スパン数が一つの条件となるため、通りを変えて解析を行う。また、1階は一般階を示すものに対して2階が最上階と同様になるため、1階と2階にそれぞれ解析を行う。3階はトラス構造屋根に対する挙動をみるために解析を行った。

従って、解析は、(4.2.2.1節)3通り3階火災、(4.2.2.2節)C通り1階火災、(4.2.2.3節)3通り1階火災、(4.2.2.4節)C通り2階火災の場合、(4.2.2.5節)3通り2階火災の場合の計5種類を行った。

4.2.2.1 3通り3階火災の場合

図 4.27b に示す 3 通り 3 階の B~D 通り間に火災が生じた場合の応力変形状の結果について述べる。

図 4.28a に局部架構部分の熱変形を示す。周辺架構に拘束支持された局部架構全体の加熱温度の上昇に従った熱膨張の様子が窺える。トラス梁は柱の熱膨張により水平に持ち上げられ、たわみは小さい。350℃では、左側柱柱頭で約 30mm、右側柱柱頭では約 60mm の水平移動が見られる。

図 4.28b に局部架構各所の変形量を示す。梁中央部のたわみは梁両端部位置からの量である。右柱（外柱）の柱頭が左柱（内柱）の柱頭より大きく外側に押し出されている。これは左側柱に作用する拘束力に起因するものである。また 300℃以降では右柱（外柱）の温度上昇に対する水平移動増分は増加し、左柱のそれは減少している。

図 4.28c に局部架構各所の曲率を示す。右柱の柱頭柱脚が 300℃で曲率が急激に増大する。本解析においてはトラス材の接合を剛接として扱っているのでトラス材における曲率発生が見られるが、その値は非常に小さい。従ってこの取り扱いが解析全体に与える影響は無視できる程度であろう。

図 4.28d に局部架構右柱の熱応力発生過程を示す。右柱の柱頭柱脚は両方とも発生軸力はほぼ一定であり、発生曲げモーメントは降伏が起こるまで増加していく。図には目安として軸力の影響を含めた温度ごとの降伏軸力と降伏モーメントならびに終局モーメントをそれぞれ常温時耐力で無次元化して示してある。右柱柱脚部においては、300℃近辺で降伏モーメントを発生モーメントが超えているが、熱劣化の進展に伴い発生モーメントは低下を示している。

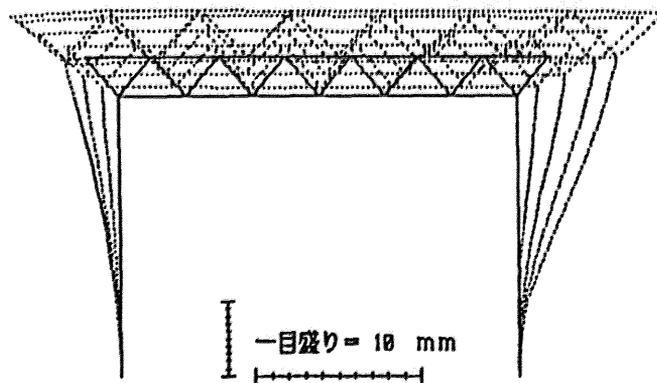


図 4.28a 局部架構の変形図

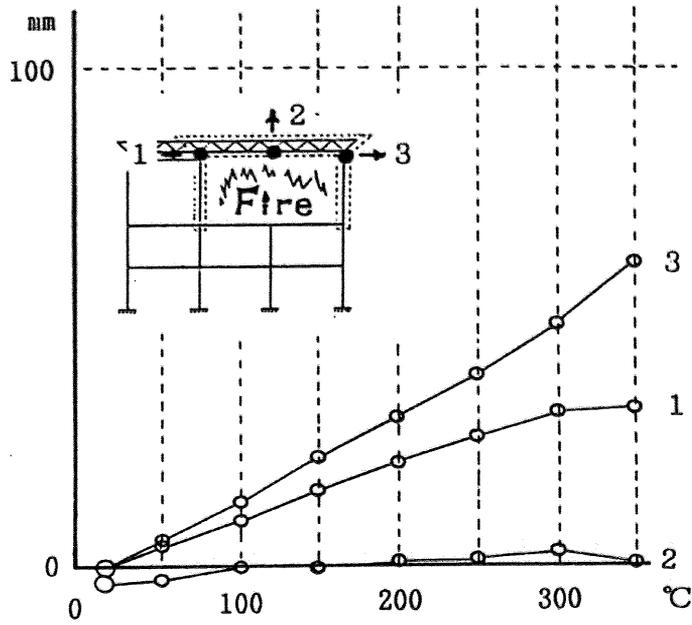


図 4.28 b 局部架構の熱変形

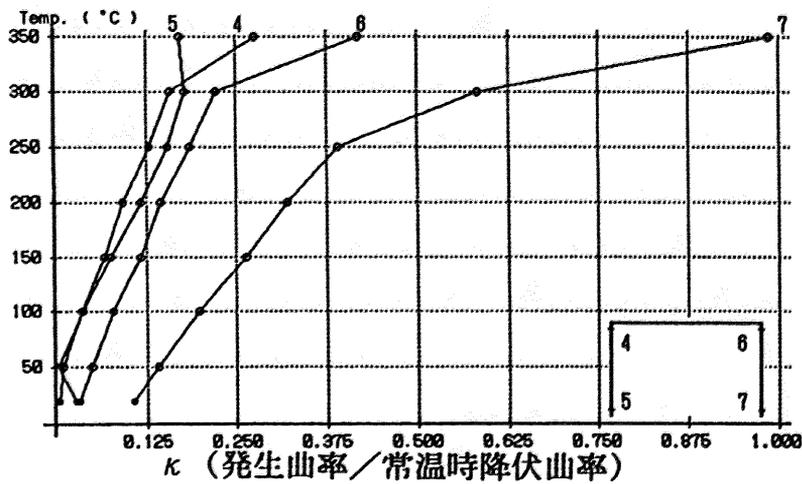
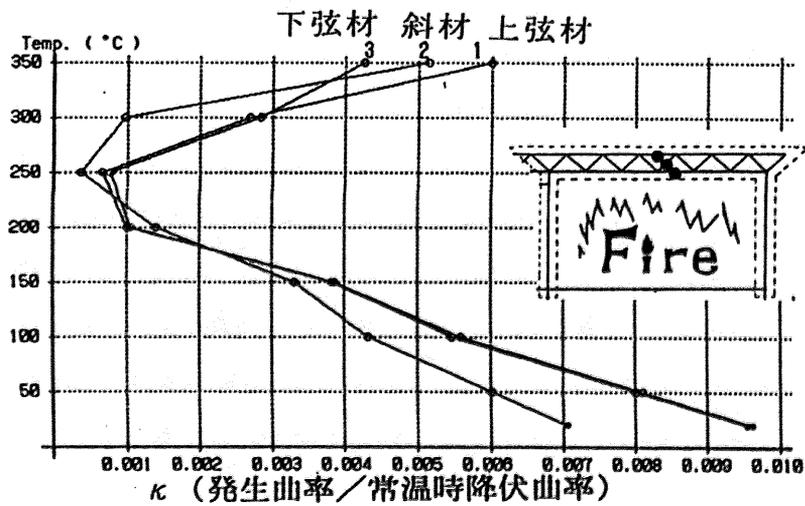


図 4.28 c 局部架構の曲率

4.2.2.2 C通り1階火災の場合

図 4.27c に示す C 通り 1 階の 1~4 通り間に火災が生じた場合の応力変形状の結果について述べる。

図 4.29a に示す局部架構部分の熱変形から局部架構全体の左側への倒れこみが見られる。左柱(外柱)柱頭部は 100mm 以上外側へ押しだされている。

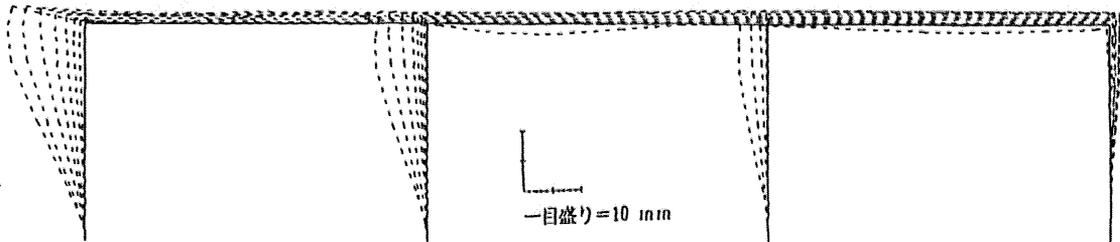


図 4.29a 局部架構の変形図

図 4.29b に局部架構各所の変形量を示す。梁中央部のたわみは梁両端部位置からの量である。最も左の柱柱頭部が大きく押し出されている。図にはヨーロッパ基準¹²⁾による柱と梁の限界変形を示しているが、350℃における左柱(外柱)柱頭はこの限界値にかなり接近している。この現象は、局部架構の右側には熱による耐力低下が生じていない柱が存在し、その結果、火災時には全体的に剛性の低い左方向へ局部架構が変形すると考えられる。また内柱柱頭部(点5)の水平変形は、200℃位までは加熱された梁の伸び出しにより外側に押し出されているが、外柱側(左側)の熱による耐力の低下が起こると非加熱側の押し戻しにより、減少に転じている。加熱梁中央部の鉛直変形は、当初は上方に向かっているが、250℃以降は下方に転じている。この現象は、高温時アルミニウム合金の耐力低下に起因する荷重支持梁の変形増大と思われる。

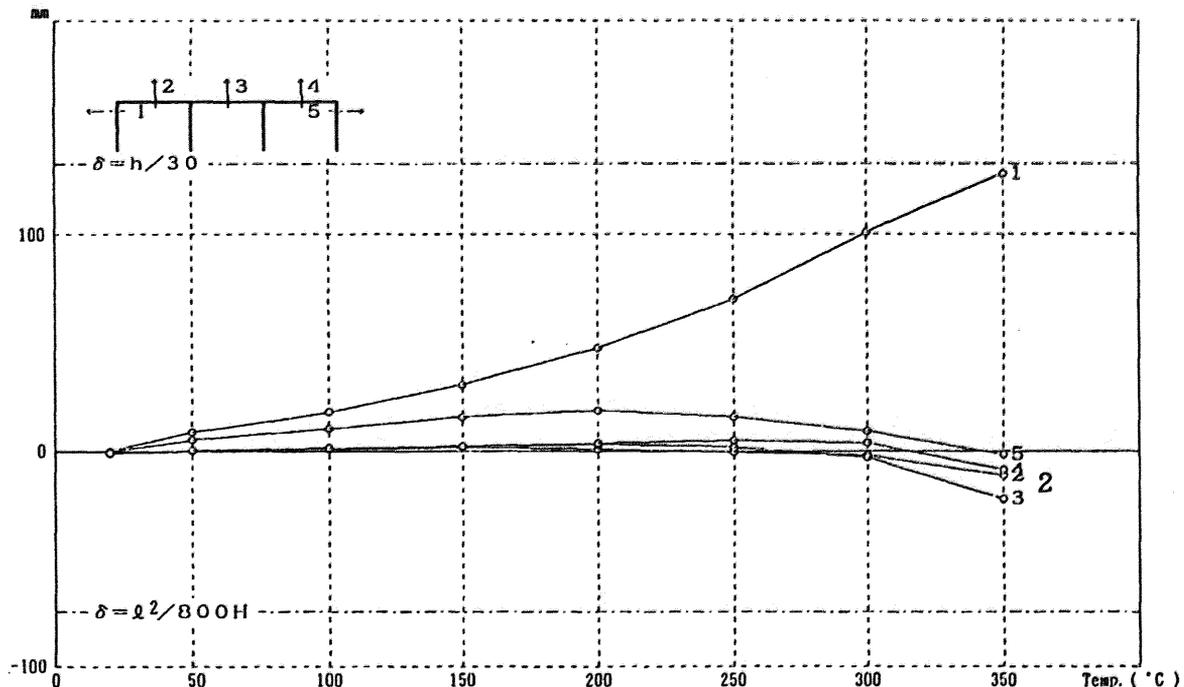


図 4.29b 局部架構の熱変形量

図 4.29 c に局部架構各所の曲率を示す。250℃以降に左梁と中央梁の両端の曲率が急増して降伏に至り、塑性ヒンジ化が進展していることが読み取れる。また左から 2 番目と 3 番目の柱の柱頭と柱脚において曲率が 300℃以降急増し降伏点を越えていることがわかる。この現象は、存在応力が柱耐力の限界に近づき、応力変動に対して曲率が敏感になっているためと思われる。

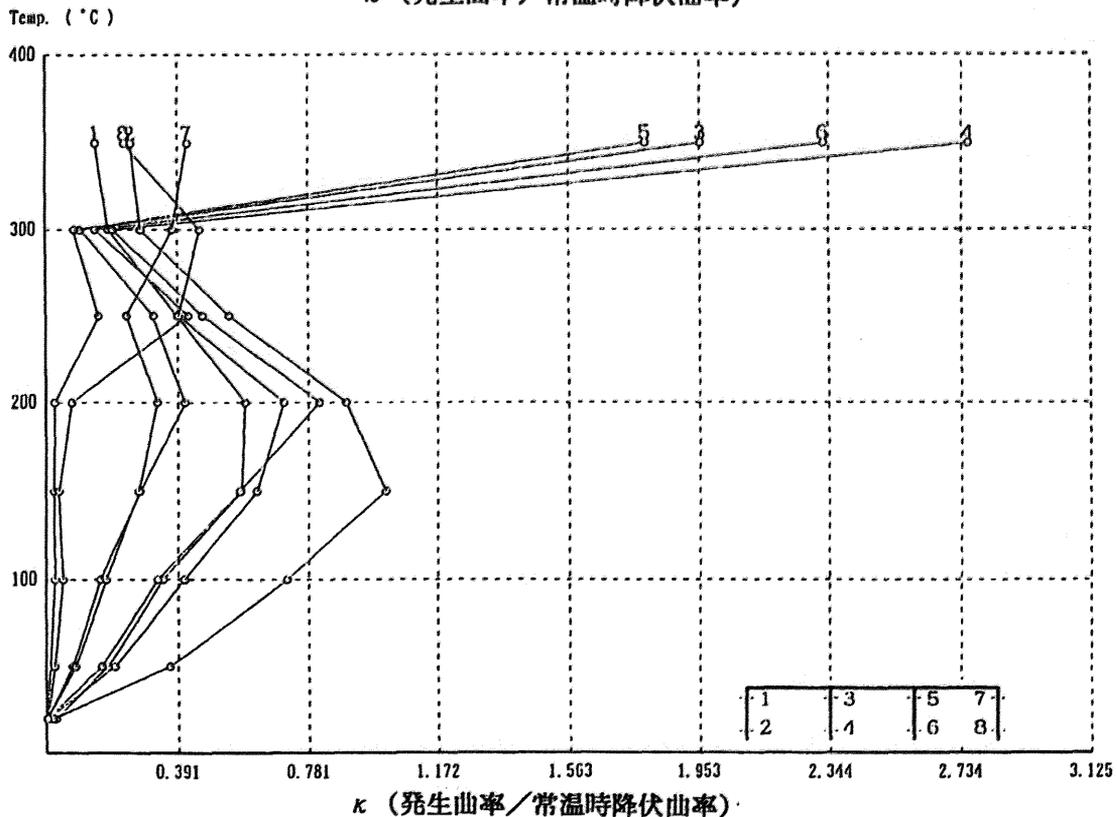
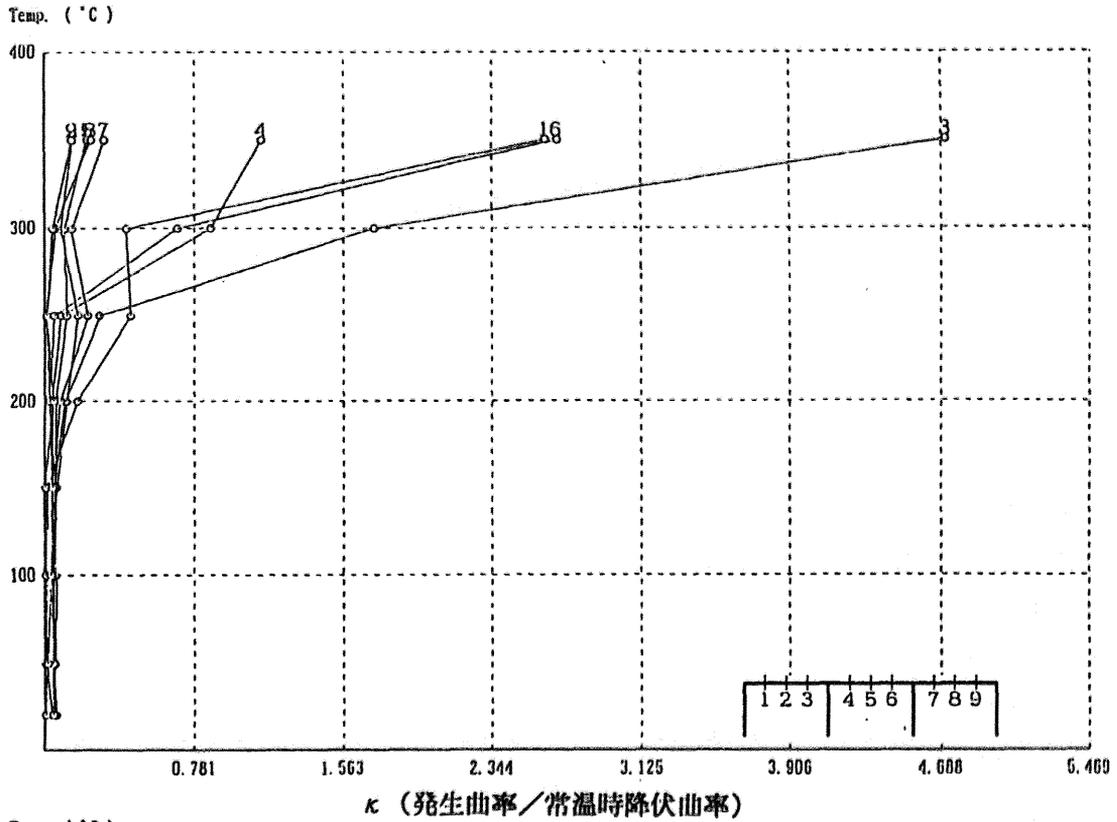


図 4.29 c 局部架構の曲率

図 4.29 d に周辺架構および局部架構の曲げモーメント図を示す。250℃では梁の熱膨張が柱の曲げモーメントに与える影響を明確に読み取ることができる。1 階天井梁の伸び出しにより、これに接合されている柱が左から 3 スパン目を中心に押し出されてこのような曲げモーメントを生じたことが分かる。また、350℃の場合は、火災階の柱はほとんど曲げモーメントを負担していないことが分かる。これは熱による耐力低下により曲げモーメントを負担できなくなっているためと思われる。また梁の曲げモーメントにおいて、最上階の梁部分では 250℃と 350℃では定性的に異なる。これは左から 4 本目の通し柱が熱による耐力低下を生じて沈み込んだためと思われる。

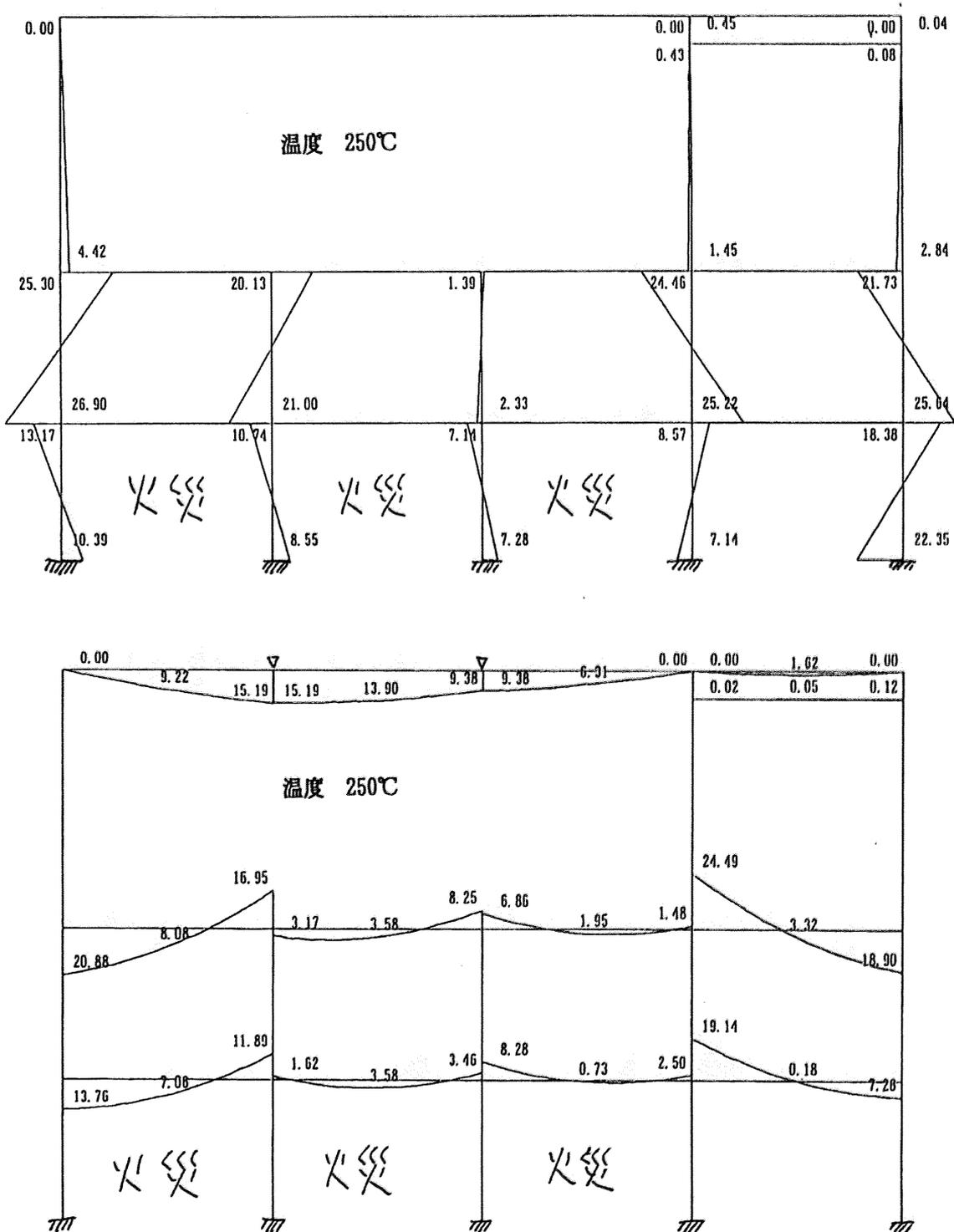


図 4.29 d 周辺架構のモーメント分布 (温度 250℃)

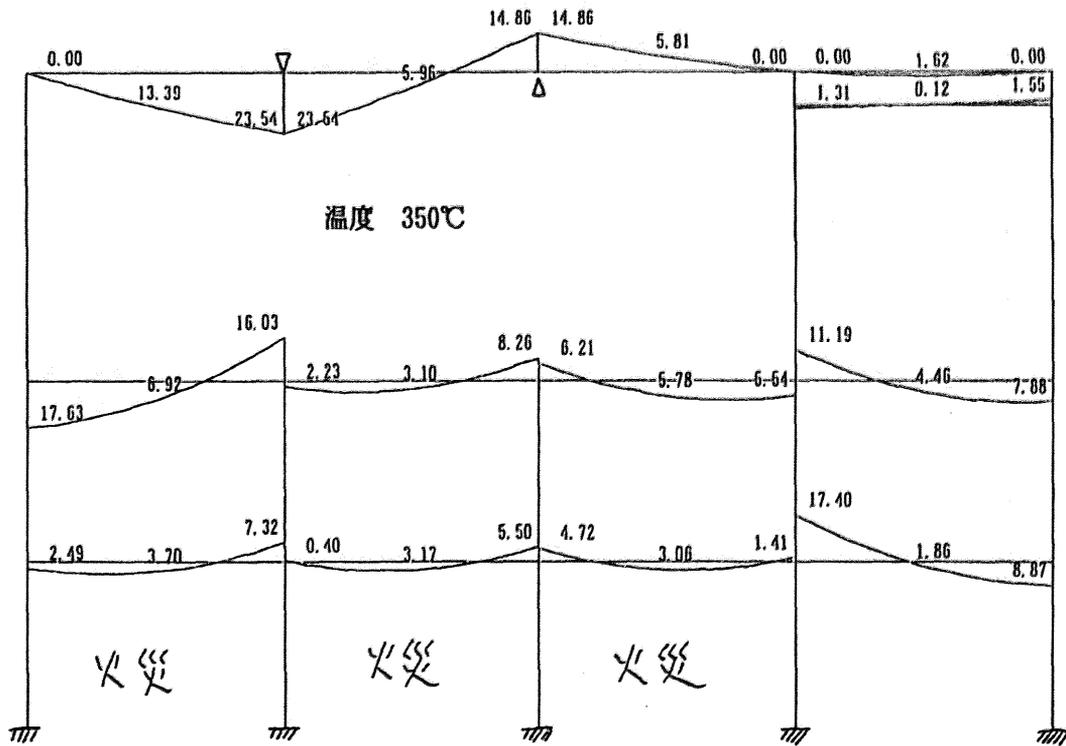
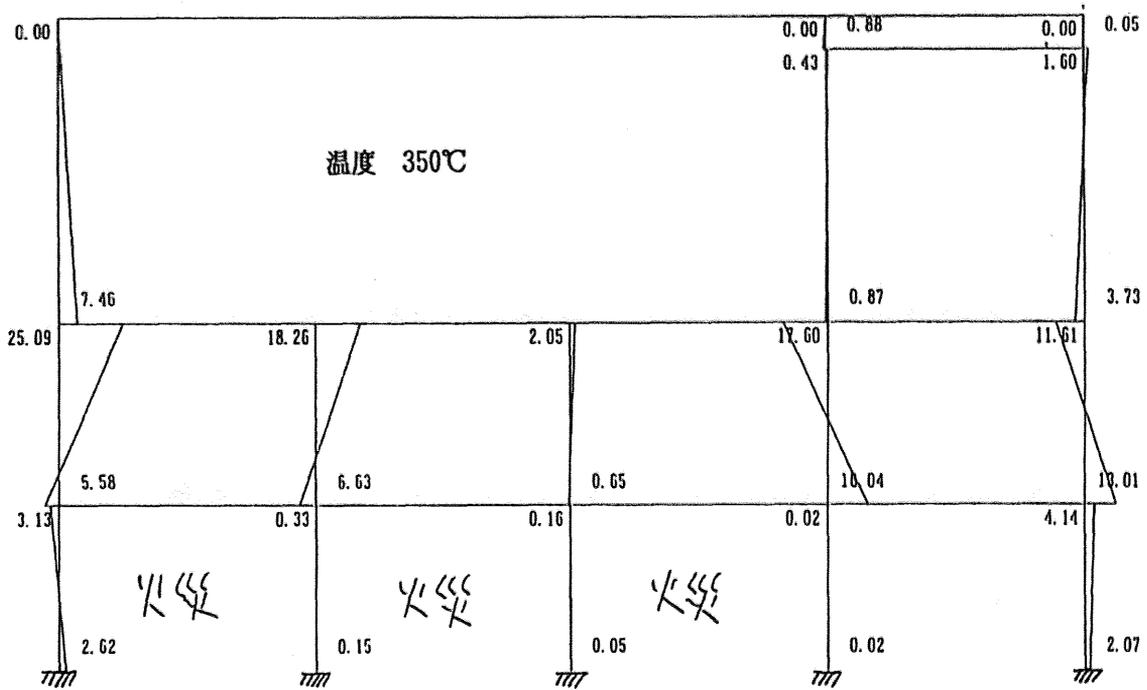


図 4.29 d 周辺架構のモーメント分布 (温度 350°C)

図 4.29 e に局部架構の大ひずみ分布を示す。300℃のものを見ると、各柱頭と柱脚に圧縮ひずみ部分が見られる。さらに外柱（左柱）の柱頭と柱脚や左梁の左端には、引張と圧縮ひずみが同時に生じている部分が見られる。この部分には大きな曲率が生じて塑性ヒンジが進行していると推測できる。さらに 350℃では、左から 1 番目と 2 番目の柱の柱頭柱脚に塑性ヒンジ化が進展していることが分かる。左から 3 番目と 4 番目の柱には全体に渡って圧縮ひずみが生じている。この時、熱による耐力低下のために柱は軸力のみしか支えられない状態にある。

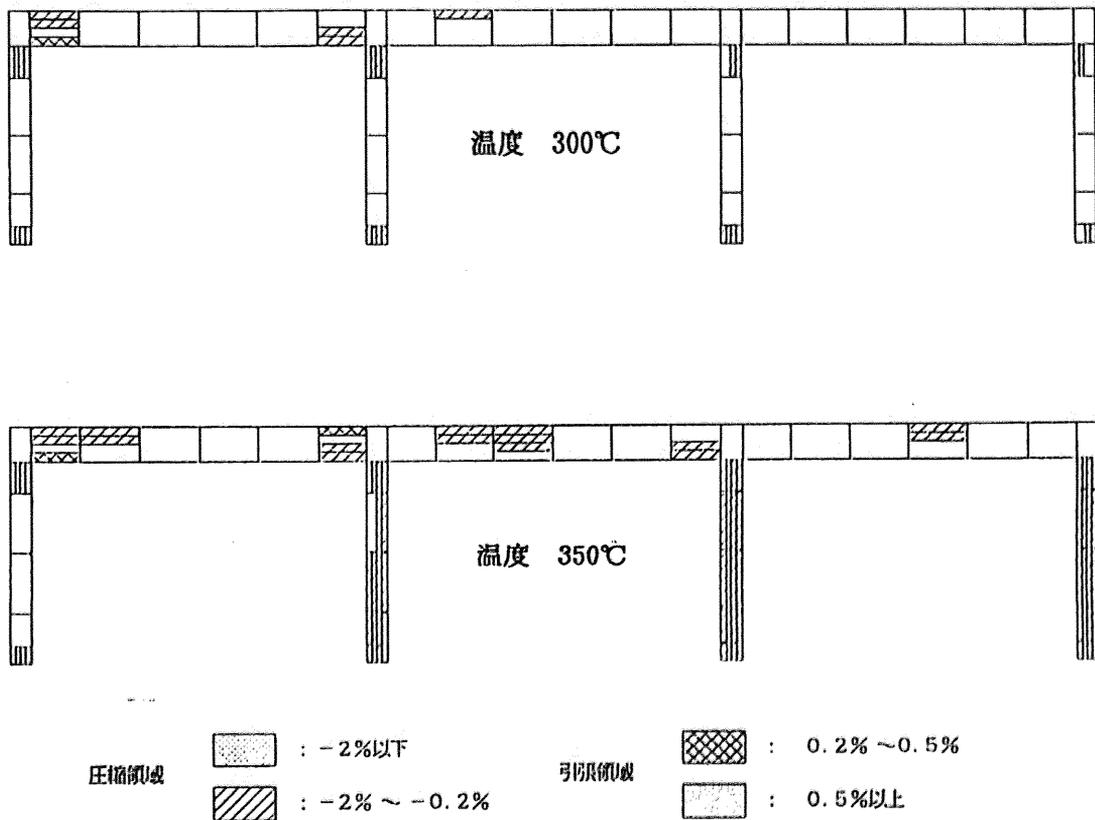
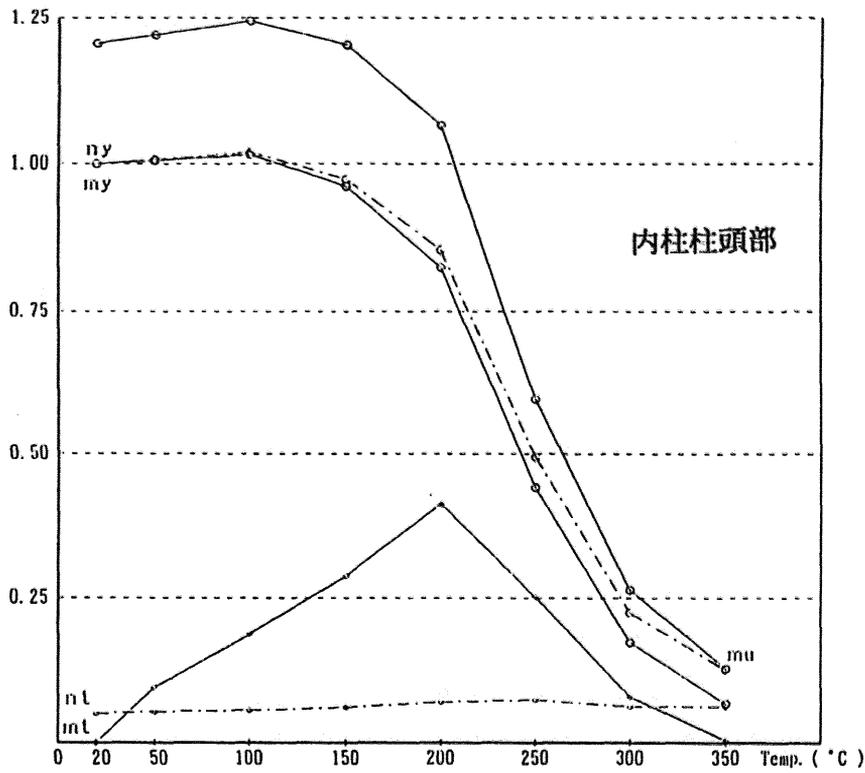
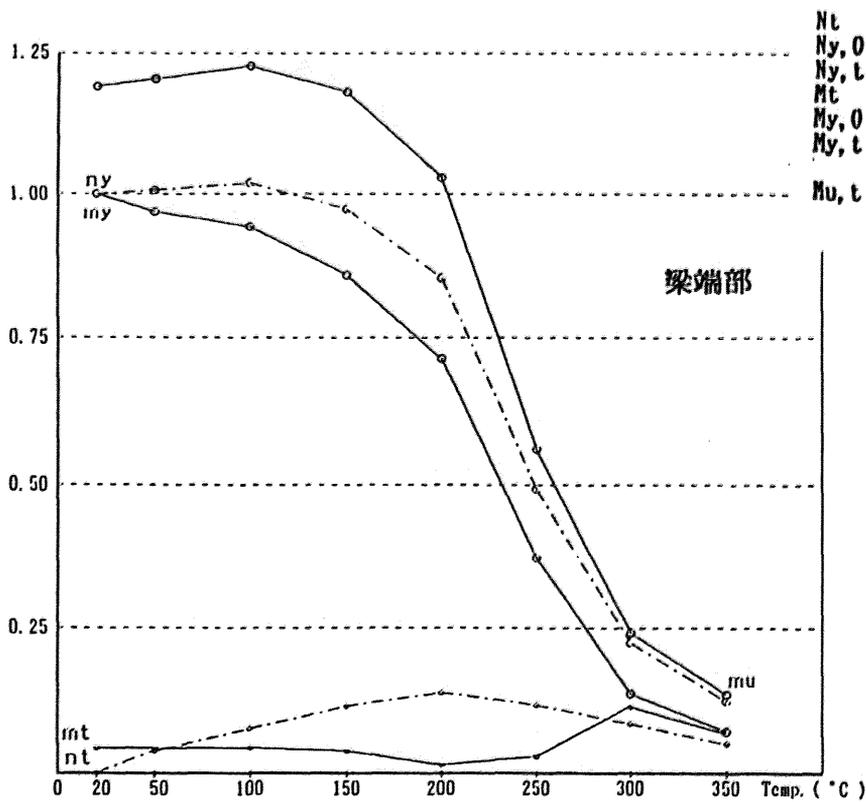


図 4.29e 局部架構の大ひずみ分布

図 4.29f に局部架構各所の熱応力発生経過を示す。図中の nt は発生軸力を常温時の降伏軸力で除したものであり、 mt は発生モーメントを常温時の降伏モーメントで除したものである。 ny , my , mu は各温度の降伏軸力、降伏モーメント、終局モーメントを同様に無次元化したものである。内柱柱頭部において発生モーメントは温度とともに上昇するが 250℃から減少に転じ、350℃ではほとんど曲げモーメントを負担していない。この現象は当初は梁の伸び出しを受けて柱に生ずる曲げモーメントは増大するが、熱による耐力低下のため部材は軸力負担に占有されるためと思われる。一方、発生軸力はほぼ一定である。梁端部における発生軸力は温度上昇に伴い徐々に増加し、250℃からは減少に転じている。これは梁の熱膨張が柱によって拘束されたために起きた軸力増加が、柱拘束力低下の影響を受けて減少に転じたものと思われる。また梁端部における発生モーメントは 200℃までは温度が上昇するにつれ徐々に減少する。その後、急激に増加し 300℃近辺で降伏している。



m_t ... $M_t / M_y, 0$
 n_t ... $N_t / N_y, 0$
 m_y ... $M_y, t / M_y, 0$
 n_y ... $N_y, t / N_y, 0$
 m_u ... $M_u, t / M_y, 0$



N_t 発生軸力
 $N_y, 0$ 常温時の降伏軸力
 N_y, t 各温度の降伏軸力
 M_t 発生モーメント
 $M_y, 0$ 常温時の降伏モーメント
 M_y, t 軸力を含んだ各温度の降伏モーメント
 M_u, t 軸力を含んだ各温度の終局モーメント

図 4.29 f 局部架構各所の熱応力発生過程

4.2.2.3 3通り1階火災の場合

図 4.27b に示す 3 通り 1 階の B~D 通り間に火災が生じた場合の結果について述べる。

図 4.30a に示す局部架構部分の熱変形から局部架構全体の右側への倒れこみが見られる。特に 350℃では局部架構全体に激変が生じている。左柱は 3 カ所で折れ曲がり、中央の柱は柱頭部を大きく右に押し出され、かつ大きく沈み込んでいる。右柱は温度上昇に伴って右側（外側）へ大きく押し出されている。沈み込みは顕著に見られない。

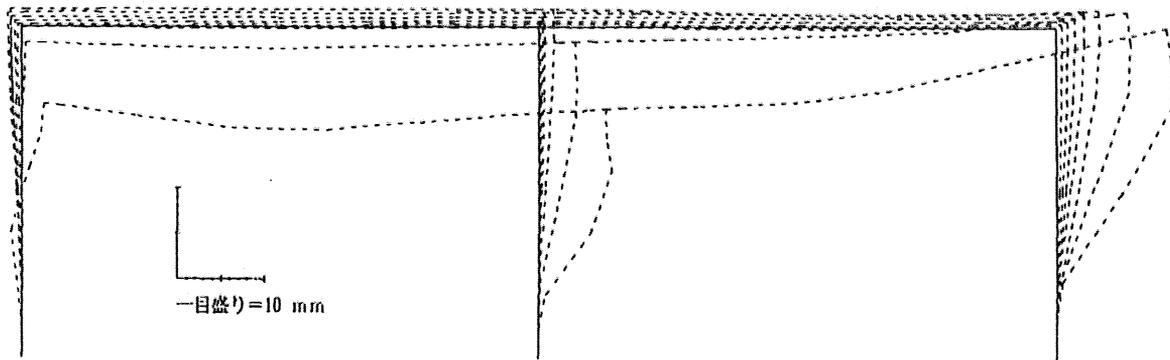


図 4.30a 局部架構の変形図

図 4.30b に局部架構各所の変形量を示す。梁中央部のたわみは梁両端部位置からの量である。右側柱の柱頭が大きく押し出され、各梁の中央部たわみも大きい。図にはヨーロッパ基準¹²⁾による柱と梁の限界変形を示しているが、350℃における外柱（右柱）柱頭はこの限界値にかなり近くなっている。この現象は、局部架構の左側には熱による耐力低下が生じていない柱が存在し、その結果、火災時の梁の伸び出しの影響が全体的に剛性の低い右方向へ偏るためと考えられる。梁の中央部たわみは 250℃まではほとんど生じないが、それ以降は温度上昇と共に進み、350℃では左右の梁は両方とも約 50mm 程度を示している。

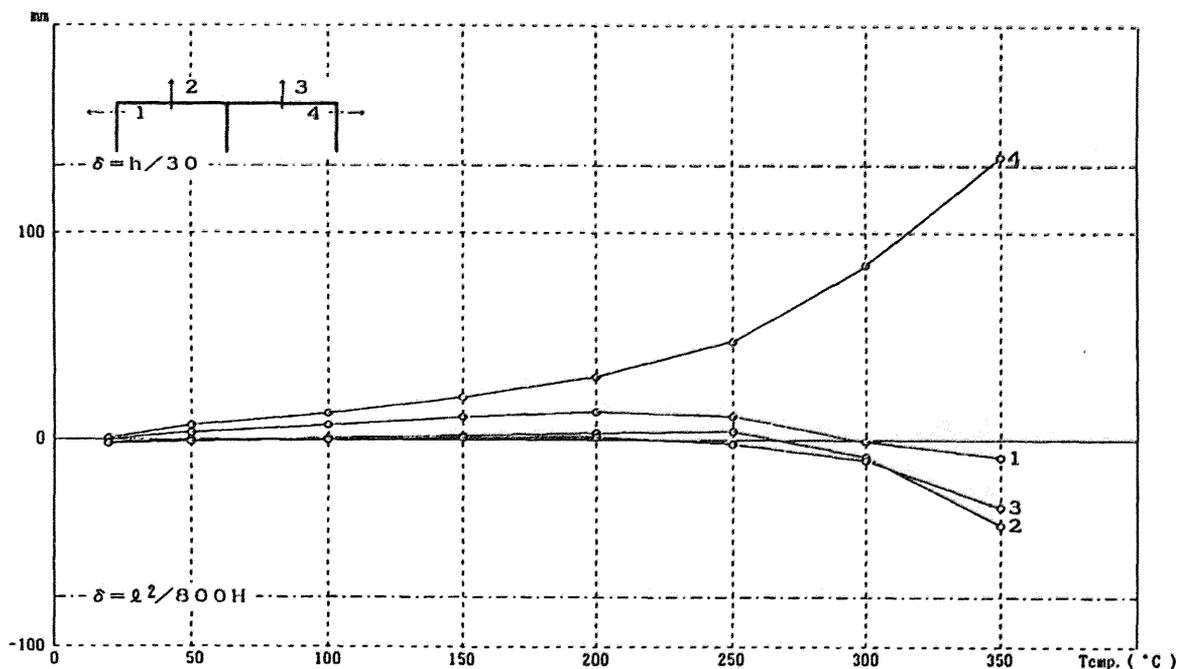


図 4.30b 局部架構の熱変形量

図 4.30 c に局部架構各所の曲率を示す。300℃以降に左梁右端と右梁中央部の曲率が急増して降伏に至り、塑性ヒンジ化が進展していることが読み取れる。左梁左端の曲率は 300℃まで増加していくが、350℃では急激に減少する。これは左柱柱頭部の塑性ヒンジ化により左梁左端部の曲率が開放されたと考えられる。また中央柱の柱頭柱脚と右柱柱脚の曲率が 250℃以降では急増し塑性ヒンジ化が進展していることが分かる。左柱の柱頭柱脚と右柱柱頭は 300℃以降急増する。この現象は、荷重を支えている梁や軸力を負担している柱におけるアルミニウム合金の高温時耐力低下に起因すると思われる。

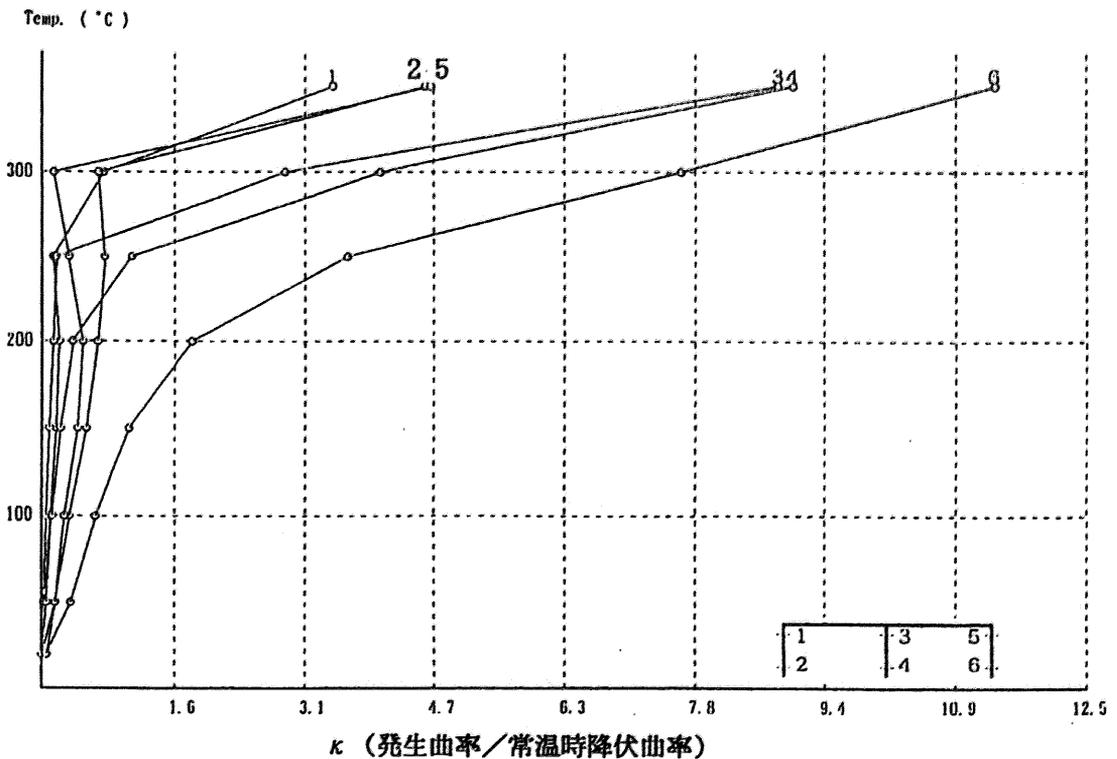
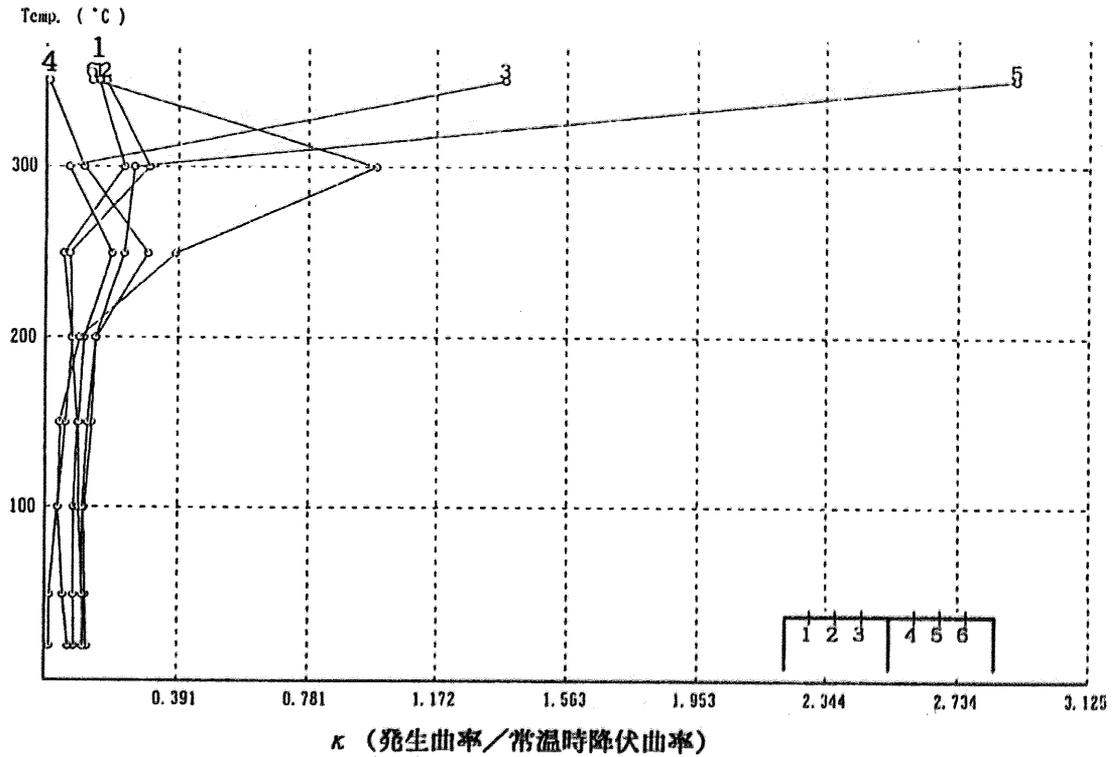


図 4.30c 局部架構の曲率

図 4.30 d に周辺架構および局部架構の曲げモーメント図を示す。250℃では梁の熱膨張が柱の曲げモーメントに与える影響を明確に読み取ることができる。1 階天井梁の伸び出しにより、これに接合されている柱が左から 2 スパン目を中心に押し出されてこのような曲げモーメントを生じたことが分かる。350℃の場合は、火災階の柱はほとんど曲げモーメントを負担していないことがわかる。これは熱による部材の耐力低下により曲げモーメントを負担できなくなっているためと思われる。

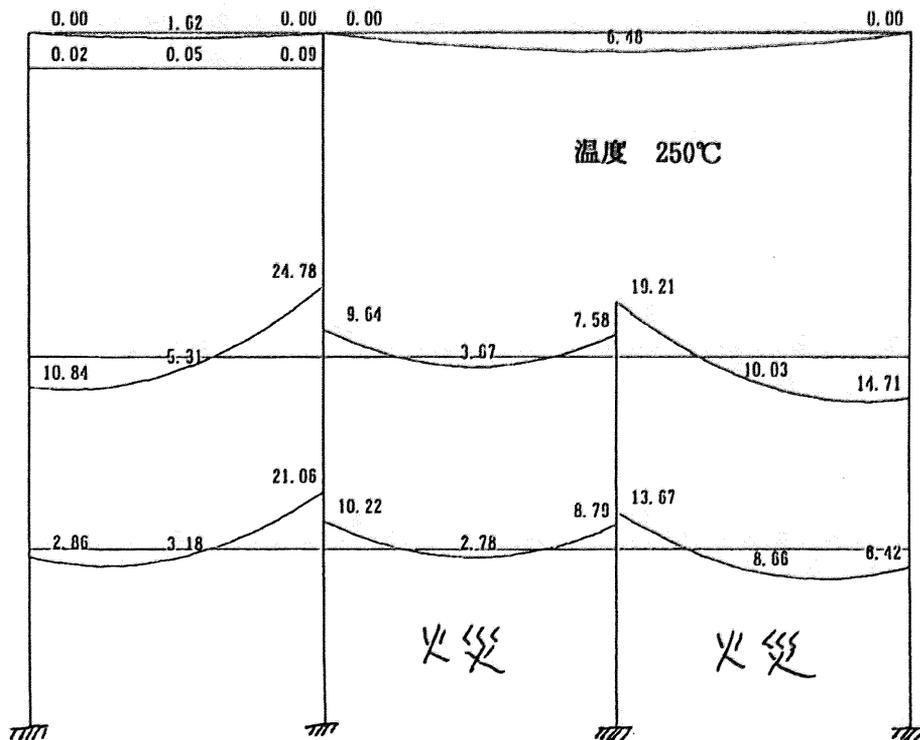
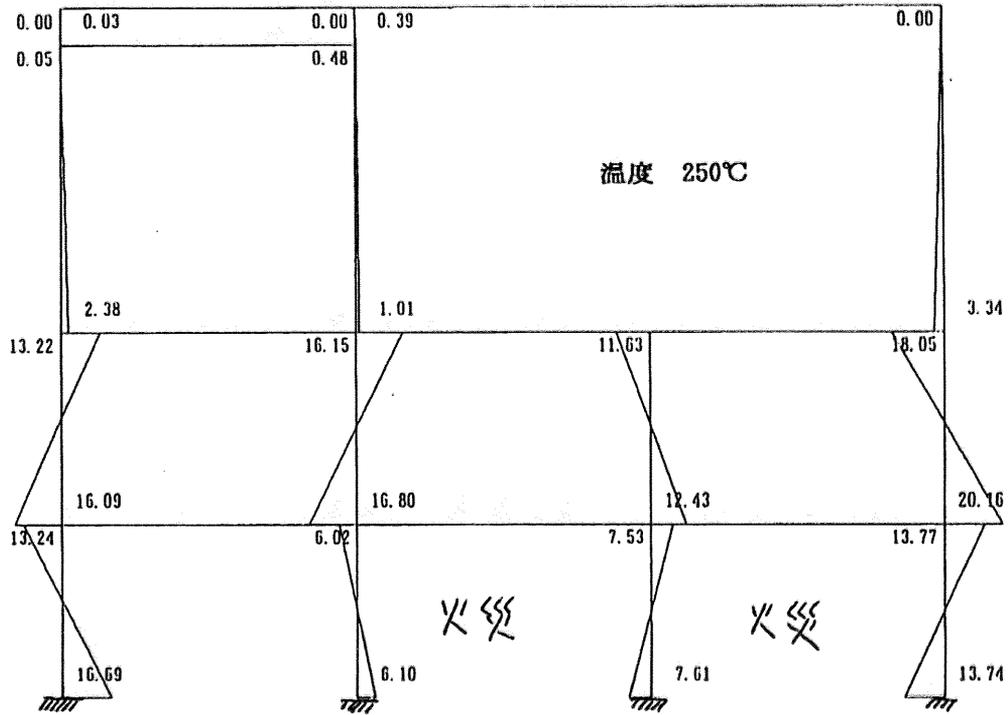


図 4.30d 周辺架構のモーメント分布 (温度 250℃)

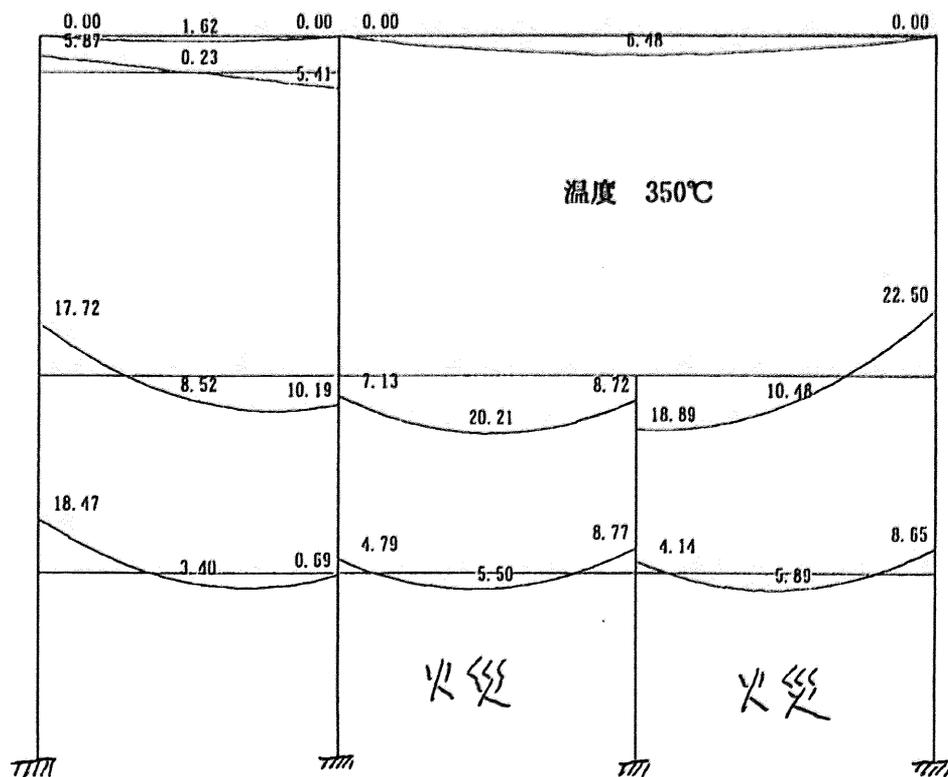
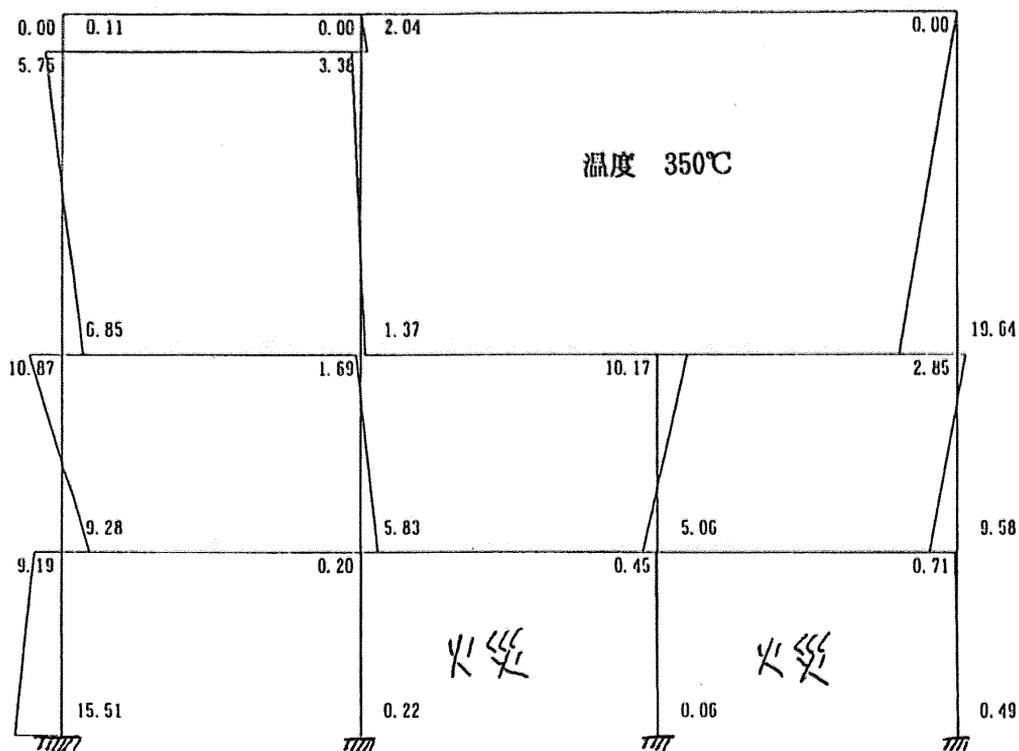


図 4.30d 周辺架構のモーメント分布 (温度 350°C)

図 4.30 e に局部架構の大ひずみ分布を示す。250℃では外柱（右柱）の柱頭と柱脚部に、引張と圧縮ひずみが同時に生じている部分が見られる。この部分には大きな曲率が生じて塑性ヒンジが形成されていると推測できる。350℃では右柱の柱頭と柱脚の塑性ヒンジ化が進展していることが分かる。さらに左柱と中央柱は柱軸力による2%以上の圧縮ひずみが全体に渡って生じている。図 4.20a の局部架構の変形図にみられる左柱と中央柱の沈み込みはこの圧縮ひずみにより理解できる。右柱もほとんど全体に0.2%以上の圧縮ひずみが生じている。また梁中央部も塑性ヒンジ化が進んでいる。

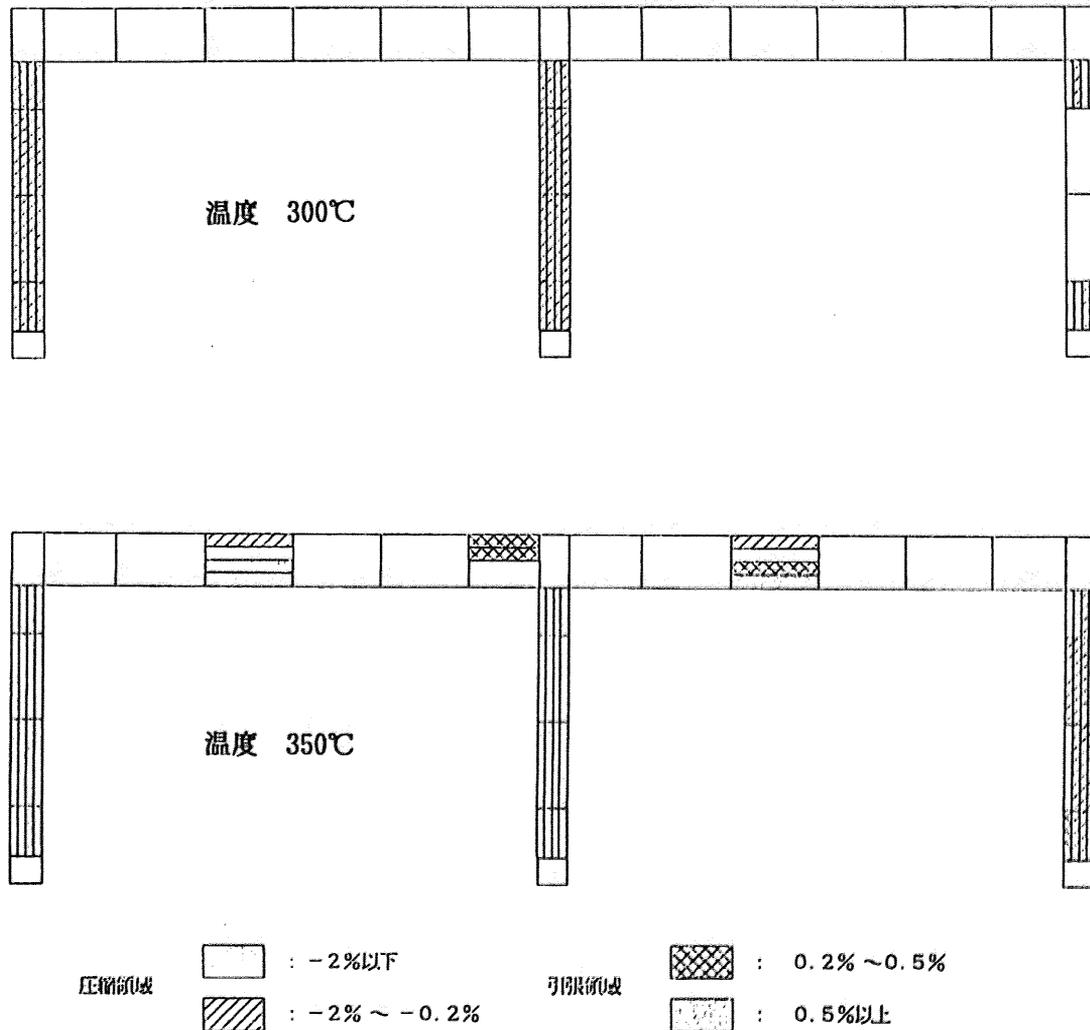


図 4.30 e 局部架構の大ひずみ分布

図 4.30 f に局部架構各所の熱応力発生経過を示す。内柱柱頭部を見ると発生モーメントは温度とともに上昇するが250℃から減少に転じ、300℃と350℃では全くモーメントを負担していない。この現象は部材の熱による耐力低下に起因するものと思われる。一方、発生軸力はほぼ一定であるが250℃以降若干減少している。これは内柱の沈み込みにより局部架構において応力の再配分が起こっていると考えられる。梁端部では発生軸力がゆっくりと増加し、250℃から減少に転じている。これは梁の熱膨張が柱によって拘束されたために起きた軸力増加が、柱拘束力低下の影響を受けて減少に転じたものと思われる。また発生軸力も同様に200℃までゆっくりと増加し250℃から減少に転じている。

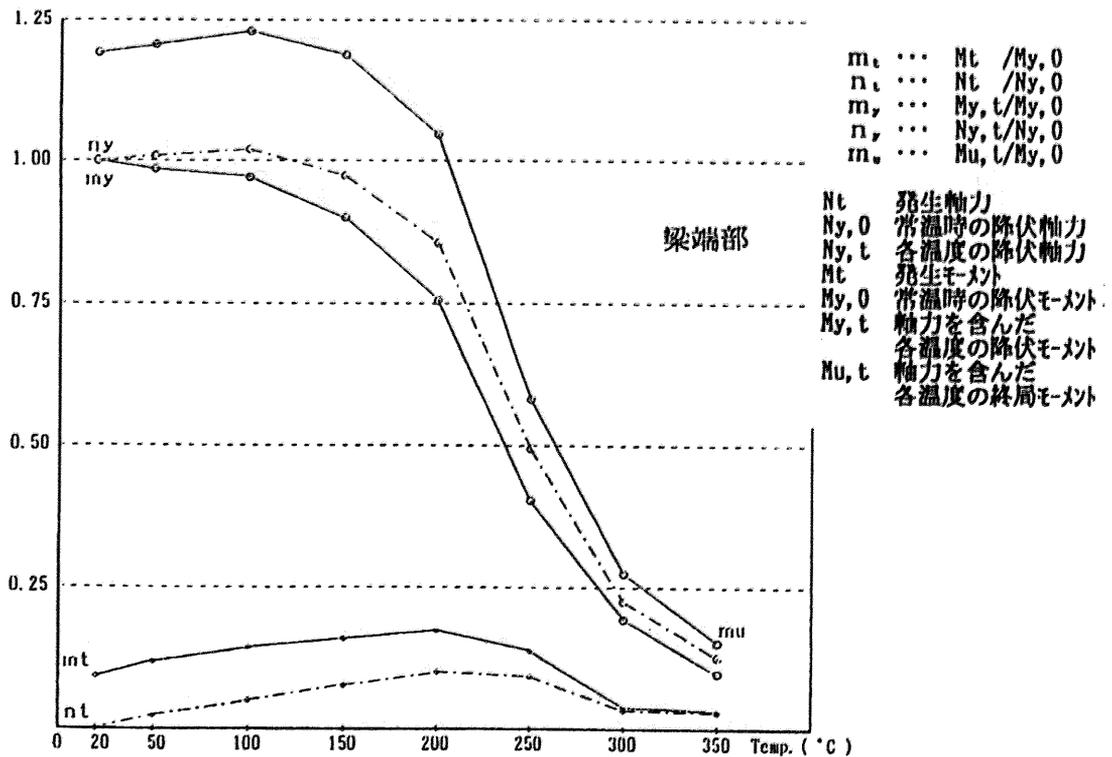
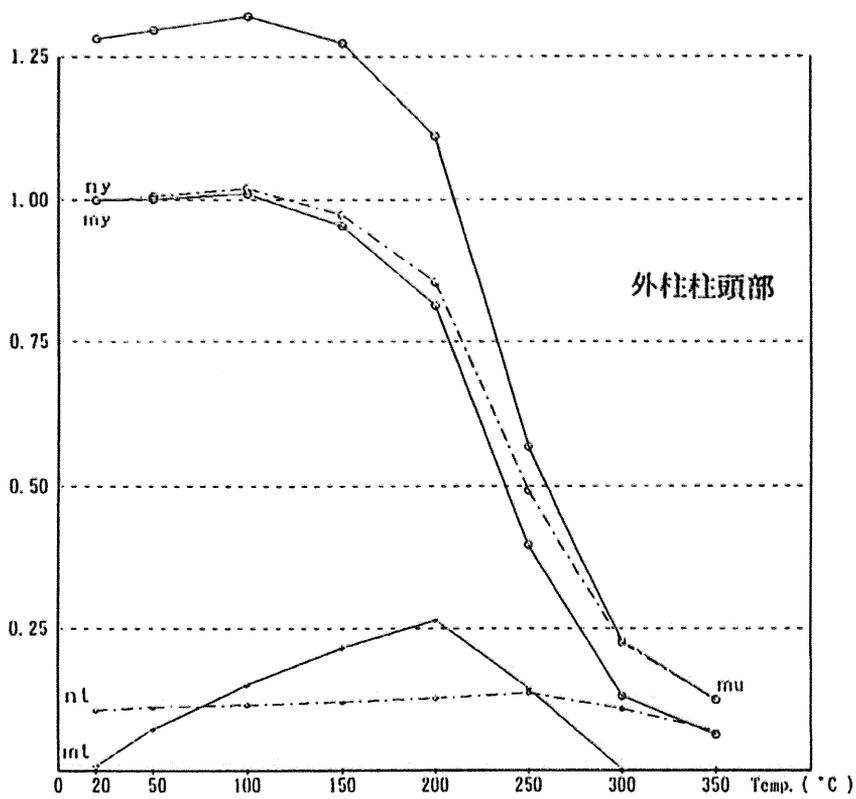


図 4.30 f 局部架構各所の熱応力発生過程

4.2.2.4 C通り2階火災の場合

図 4.27c に示す C 通り 2 階の 1-4 通り間に火災が生じた場合の結果について述べる。

図 4.31a に示す局部架構部分の熱変形から局部架構全体の左側への倒れこみが見られる。

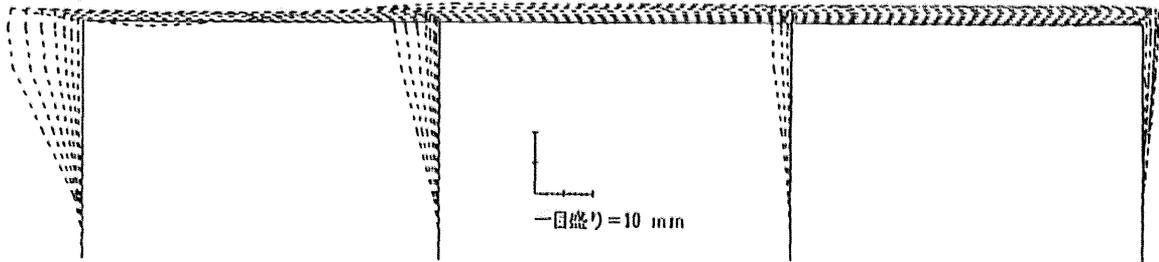


図 4.31a 局部架構の変形図

図 4.31b に局部架構各所の変形量を示す。最も左側の柱の柱頭部が大きく押し出されている。最も右側の柱頭は一度外側に押し出され、200℃以降で再び戻ってくる。左梁中央部のたわみは200℃以降進んでいる。

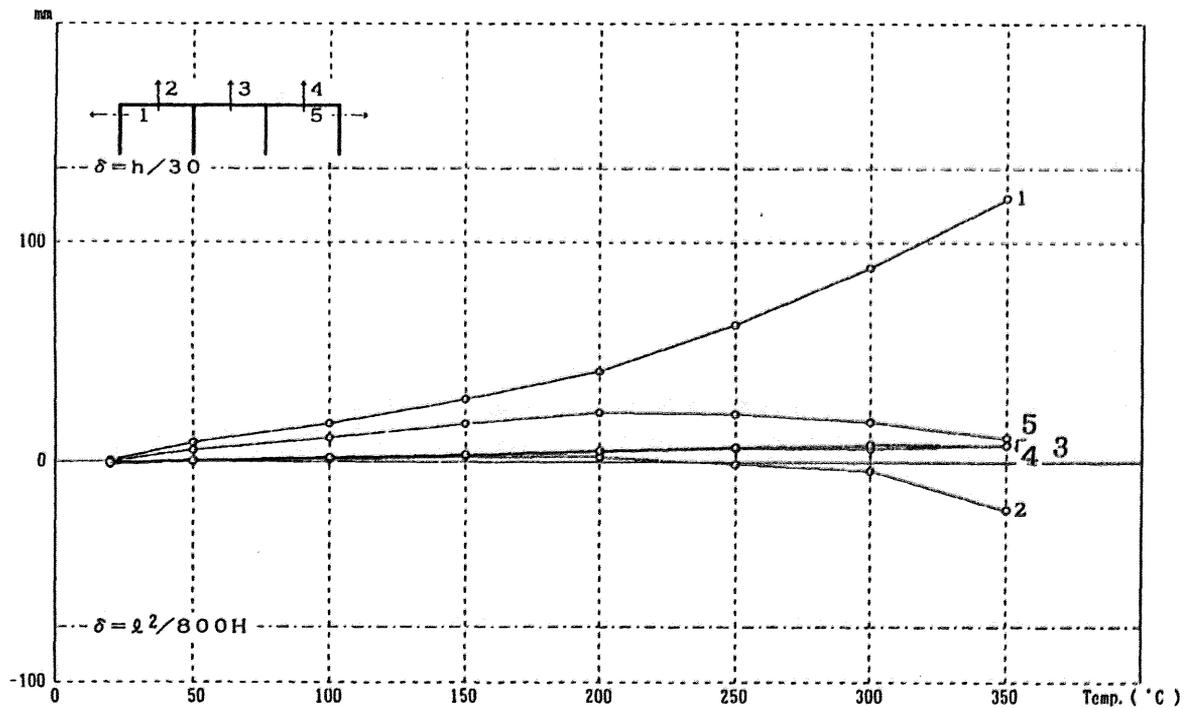


図 4.31b 局部架構の熱変形量

図 4.31c に局部架構各所の曲率を示す。300℃以降に左梁左端の曲率が急増して降伏に至り、塑性ヒンジ化が進展していることが読み取れる。また左から 1 番目、2 番目と 3 番目の柱の柱脚において、曲率が 200℃以降急増し降伏点を越えていることがわかる。この現象は、荷重を支えている梁や軸力を負担している柱におけるアルミニウム合金の高温時耐力低下に起因すると思われる。また最も右の柱の柱脚部は 300℃までは増加するが、350℃では減少に転じている。

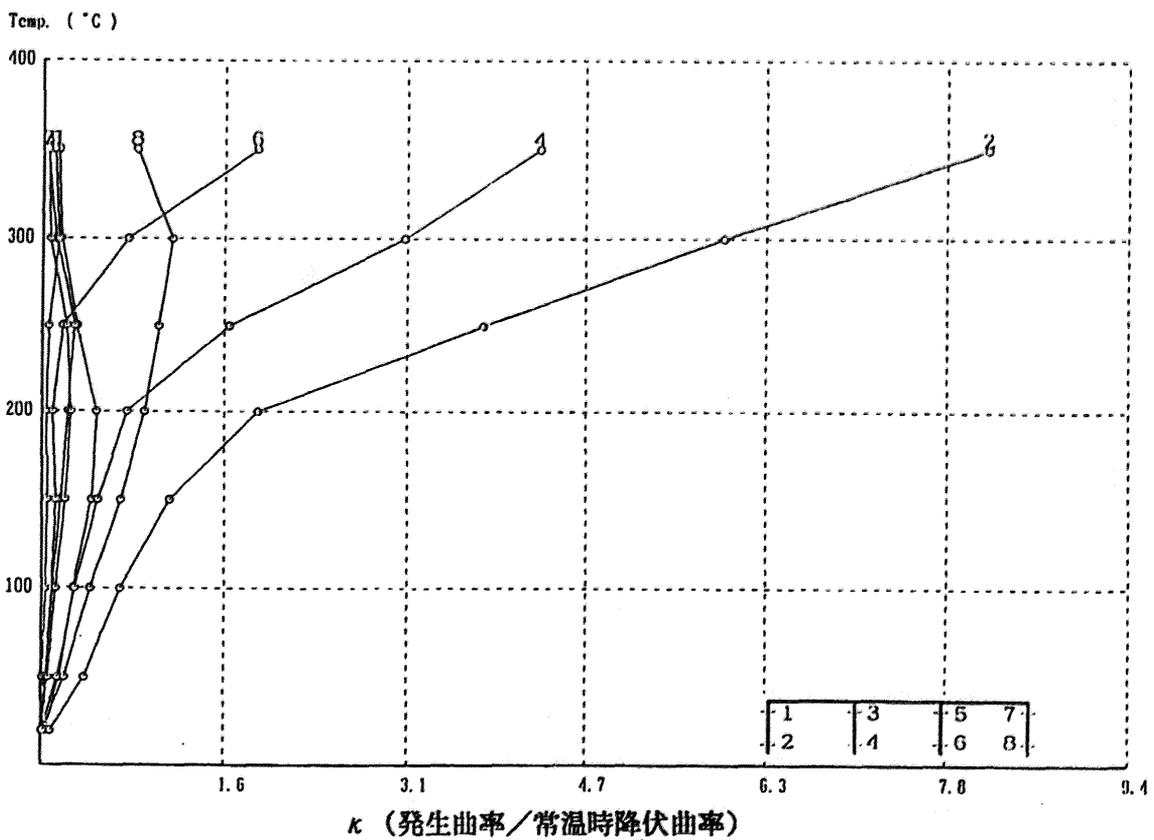
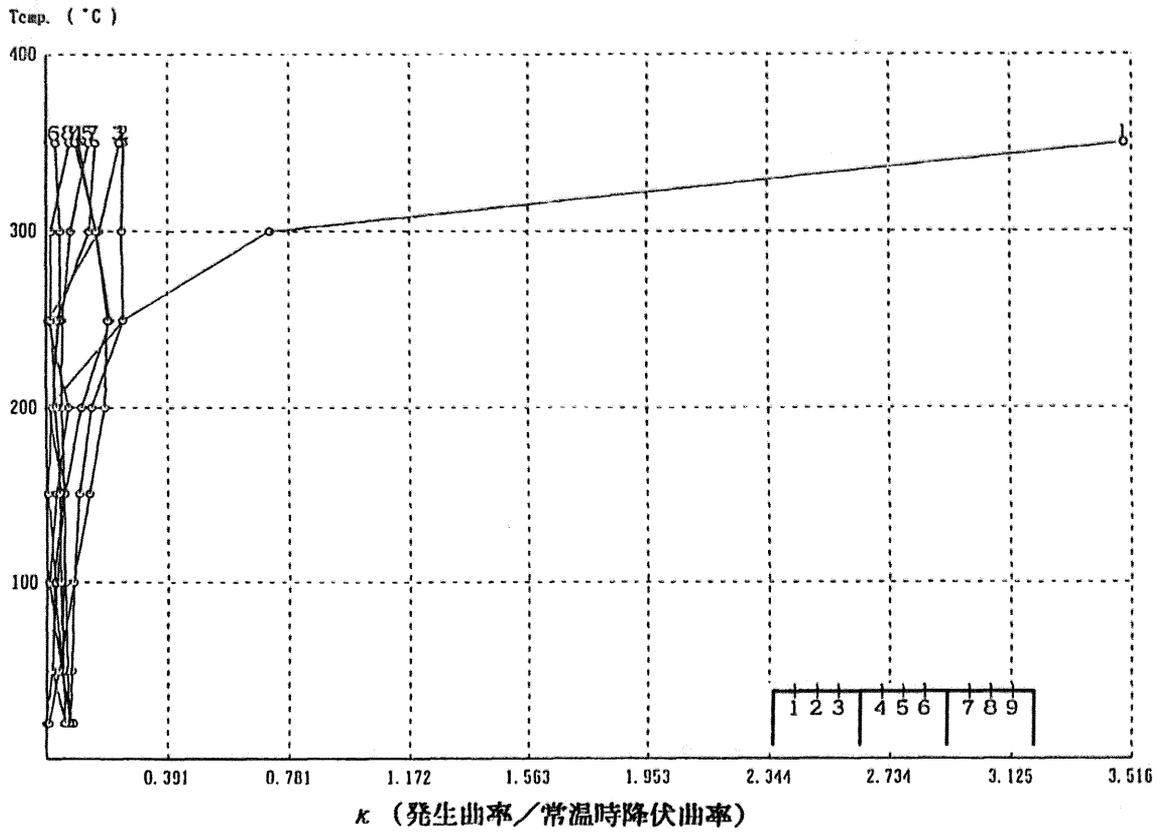


図 4.31c 局部架構の曲率

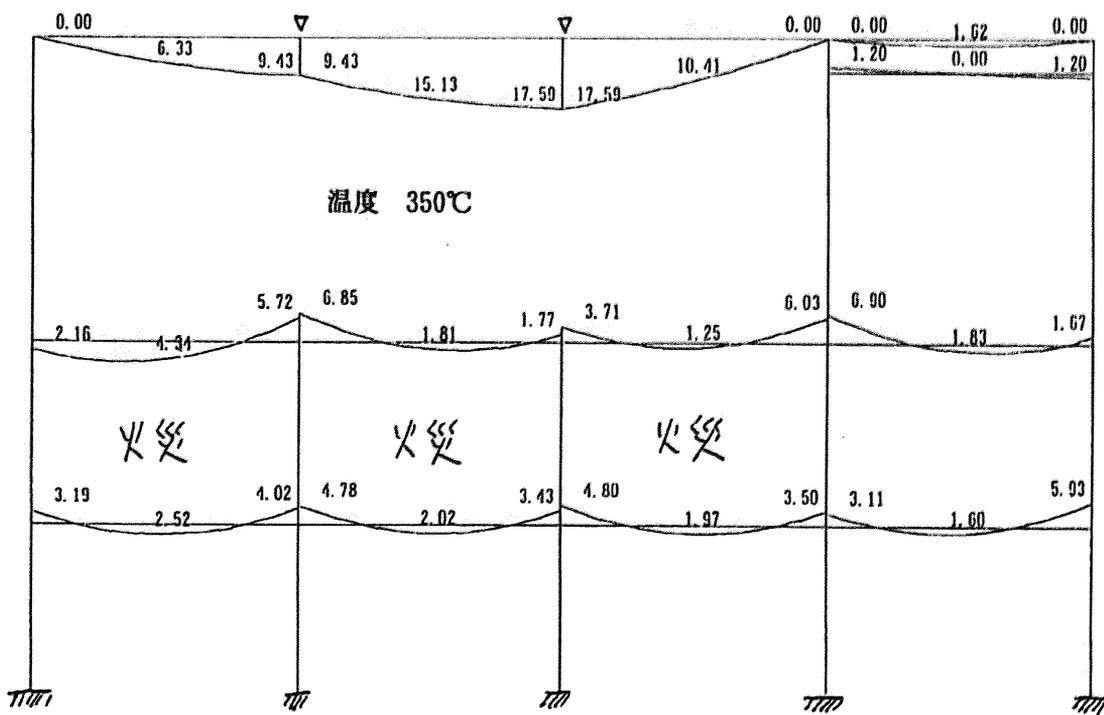
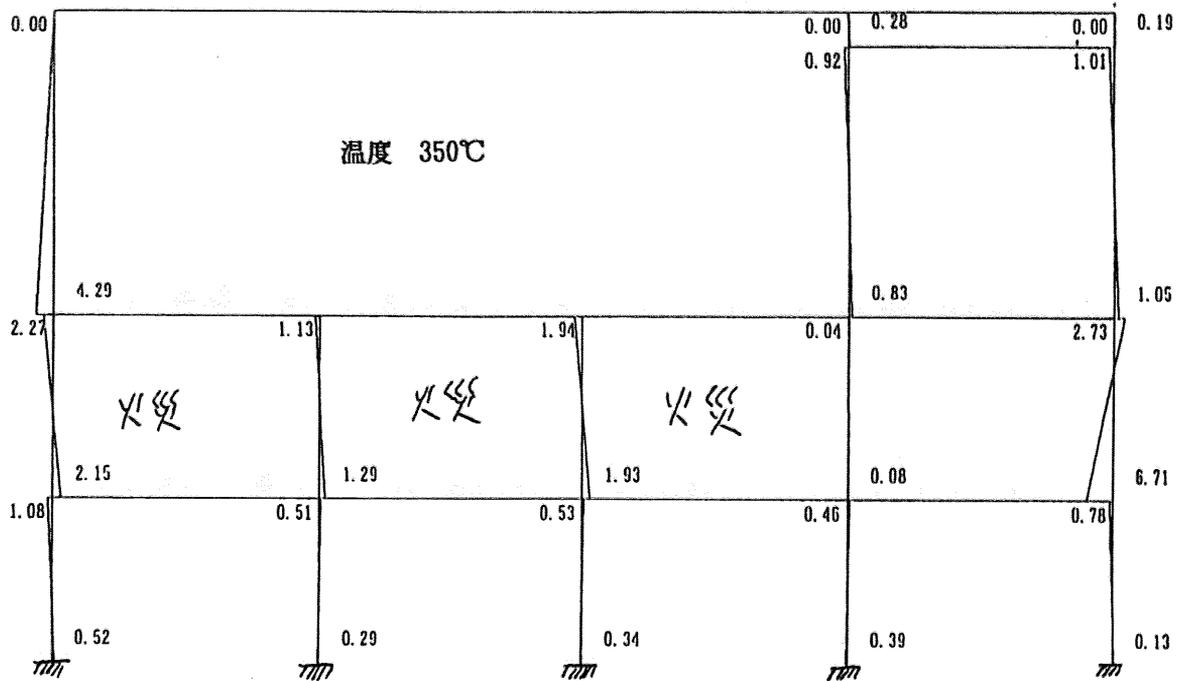


図 4.31d 周辺架構のモーメント分布 (温度 350°C)

図 4.31 e に局部架構の大ひずみ分布を示す。300℃のものを見ると、外柱（左柱）の柱頭と柱脚や左から 2 番目の柱の柱脚には、引張と圧縮ひずみが同時に生じている部分が見られる。この部分には大きな曲率が生じて塑性ヒンジ化が進行していると推測できる。さらに 350℃では、外柱（左柱）の柱頭と柱脚や左から 2 番目の柱の柱脚に塑性ヒンジ化が進展していることが分かる。また左梁と中央梁の左端にも塑性ヒンジ化が進行している。

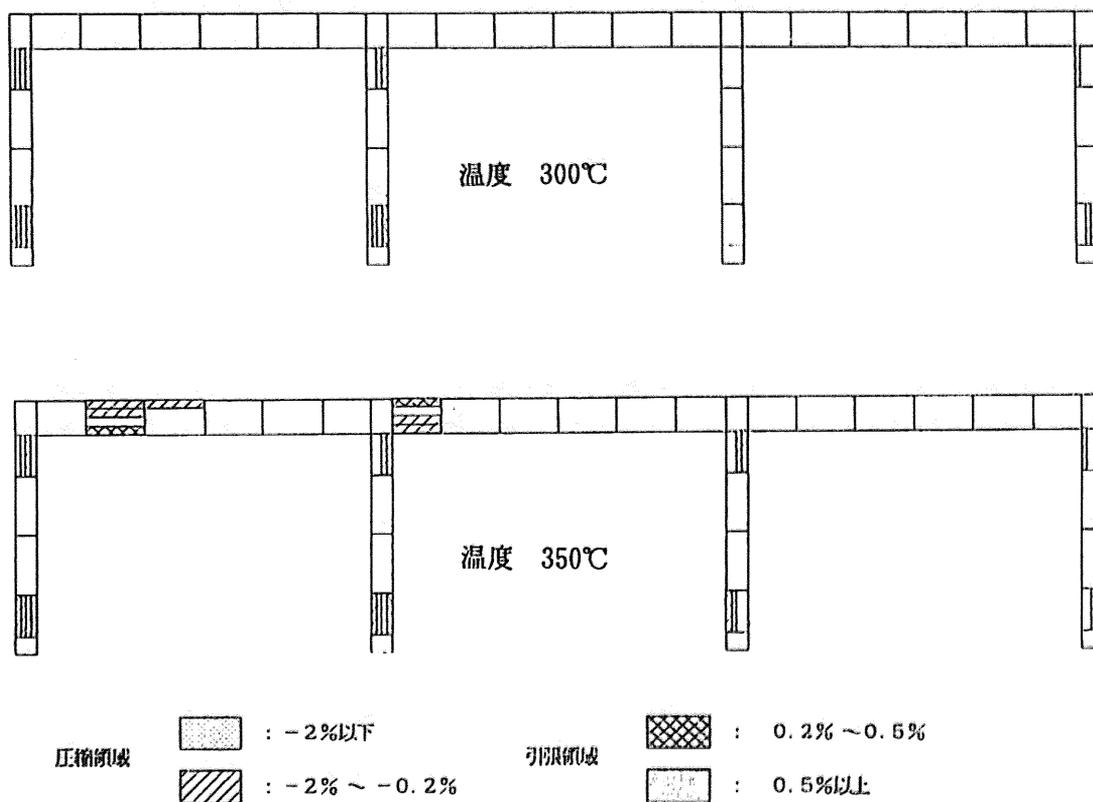
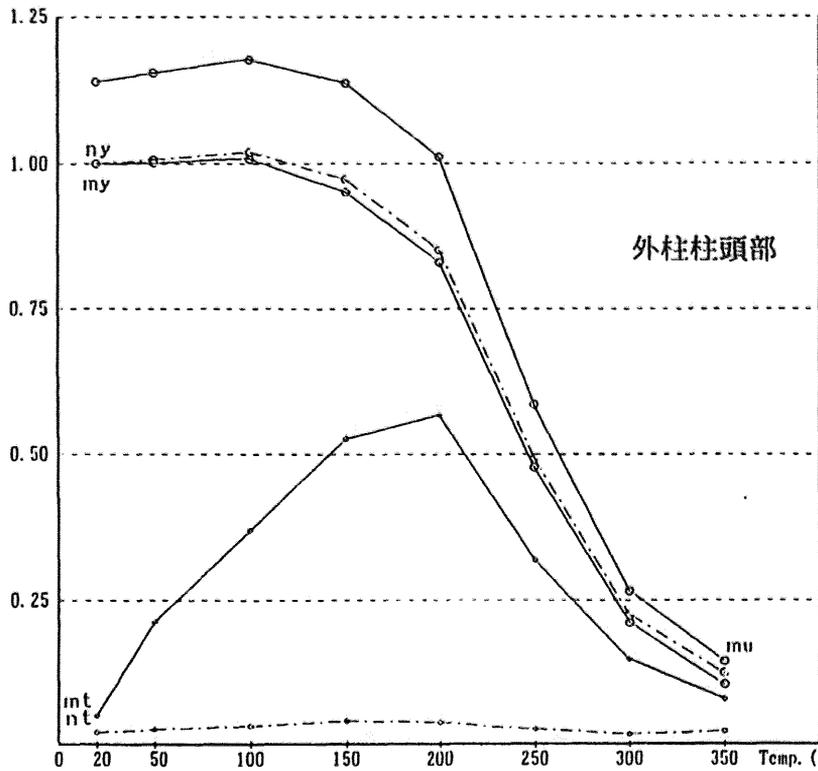
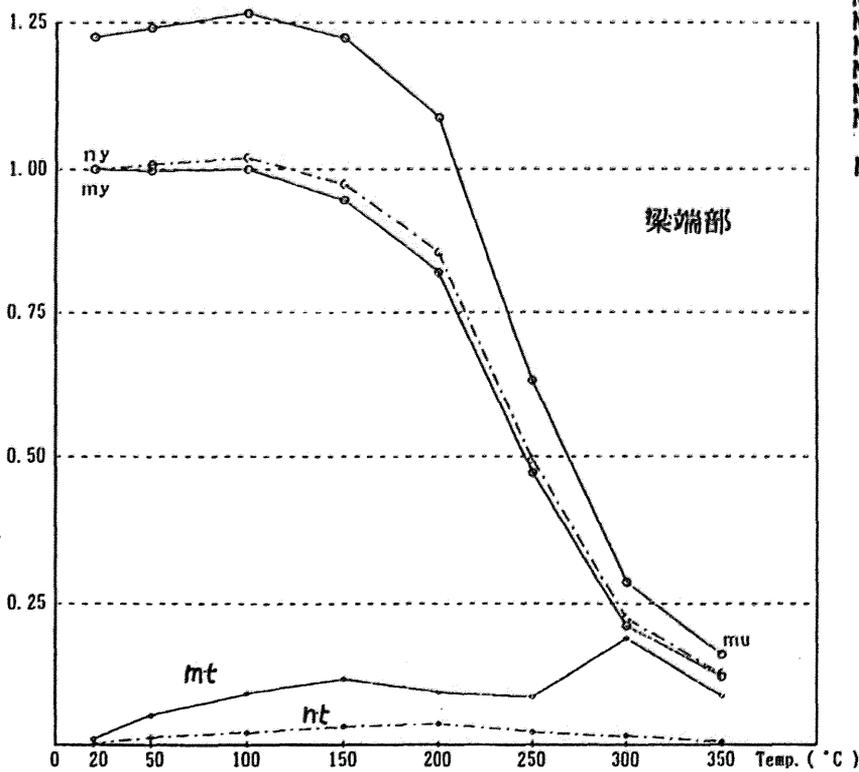


図 4.31e 局部架構の大ひずみ分布

図 4.31f に局部架構各所の熱応力発生経過を示す。図中の nt は発生軸力を常温時の降伏軸力で除したものであり、 mt は発生モーメントを常温時の降伏モーメントで除したものである。 ny , my , mu は各温度の降伏軸力、降伏モーメント、終局モーメントを同様に無次元化したものである。外柱柱頭部を見ると発生モーメントは温度とともに上昇するが 250℃から減少に転じ、350℃ではほとんどモーメントを負担していないことが分かる。この現象は部材の熱による耐力低下に起因するものと思われる。一方、発生軸力はほぼ一定である。左梁左端部を見ると発生軸力がゆっくりと増加し、250℃から減少に転じている。これは梁の熱膨張が柱により拘束されて梁軸力の増加につながっていたが、柱拘束力低下の影響を受けて減少に転じたものと思われる。また発生モーメントは 150℃まで増加し 200℃から 250℃にかけて減少、250℃から 300℃にかけて急増、さらに 350℃で急減している。



m_t ... $M_t / M_y, 0$
 n_t ... $N_t / N_y, 0$
 m_y ... $M_y, t / M_y, 0$
 n_y ... $N_y, t / N_y, 0$
 m_u ... $M_u, t / M_y, 0$



N_t 発生軸力
 $N_y, 0$ 常温時の降伏軸力
 N_y, t 各温度の降伏軸力
 M_t 発生モーメント
 $M_y, 0$ 常温時の降伏モーメント
 M_y, t 軸力を含んだ各温度の降伏モーメント
 M_u, t 軸力を含んだ各温度の終局モーメント

図 4.31f 局部架構各所の熱応力発生過程

4.2.2.5 3通り2階火災の場合

図4.27bに示す3通り2階のB～D通り間に火災が生じた場合の応力変形状の結果について述べる。図4.32aに示す局部架構部分の熱変形から局部架構全体の左側への倒れこみが見られる。なお350℃で局部架構全体に激変が見られる。左側柱は大きく沈み込み、中央柱と右側柱は右側に大きく押し出されている。

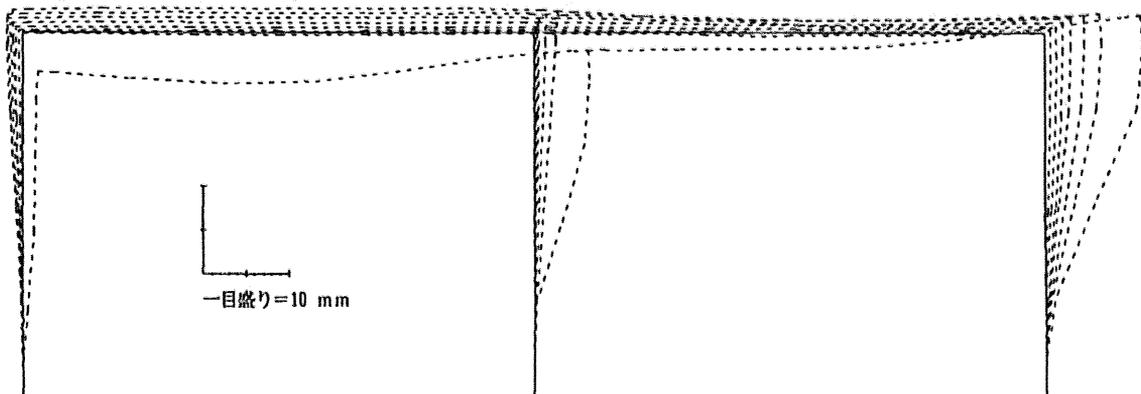


図 4.32a 局部架構の変形図

図4.32bに局部架構各所の変形量を示す。左柱柱頭が最も大きく押し出されている。350℃ではその値は100mmを超えている。また左柱柱頭部の水平変形は、加熱温度200℃までは加熱された梁の伸び出しにより押し出されているが、外柱側(右側)の熱による耐力の低下が起こると非力口熱側の押し戻しにより、減少に転じている。

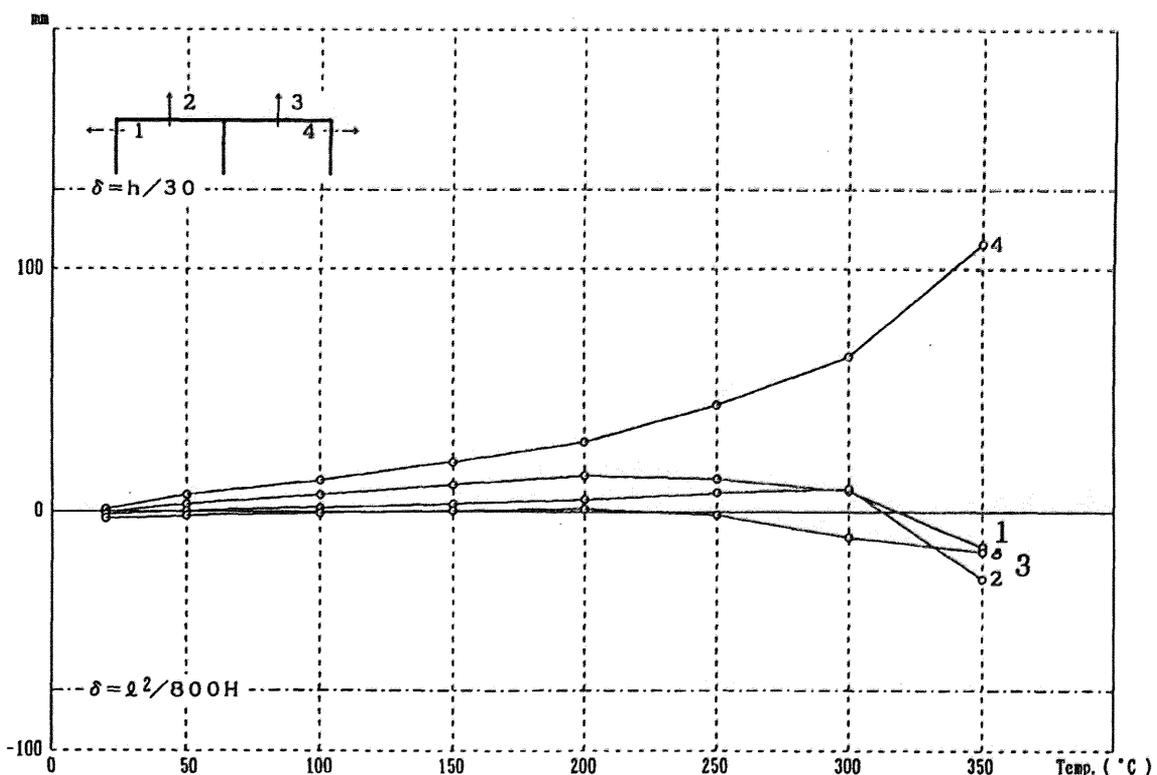


図 4.32b 局部架構の熱変形量

図 4.32 c に局部架構各所の曲率を示す。250℃以降に左梁右端部の曲率が急増して降伏に至り、塑性ヒンジ化が進展していることが読み取れる。また中央柱と右柱の柱脚において曲率が 300℃以降急増し降伏点を越えていることがわかる。この現象は、存在応力が柱耐力の限界に近づき、応力変動に対して曲率が敏感になっているためと思われる。また左柱の柱頭と柱脚や中央柱柱頭部の曲率も 350℃で急増しており、塑性ヒンジ化の兆候を示している。

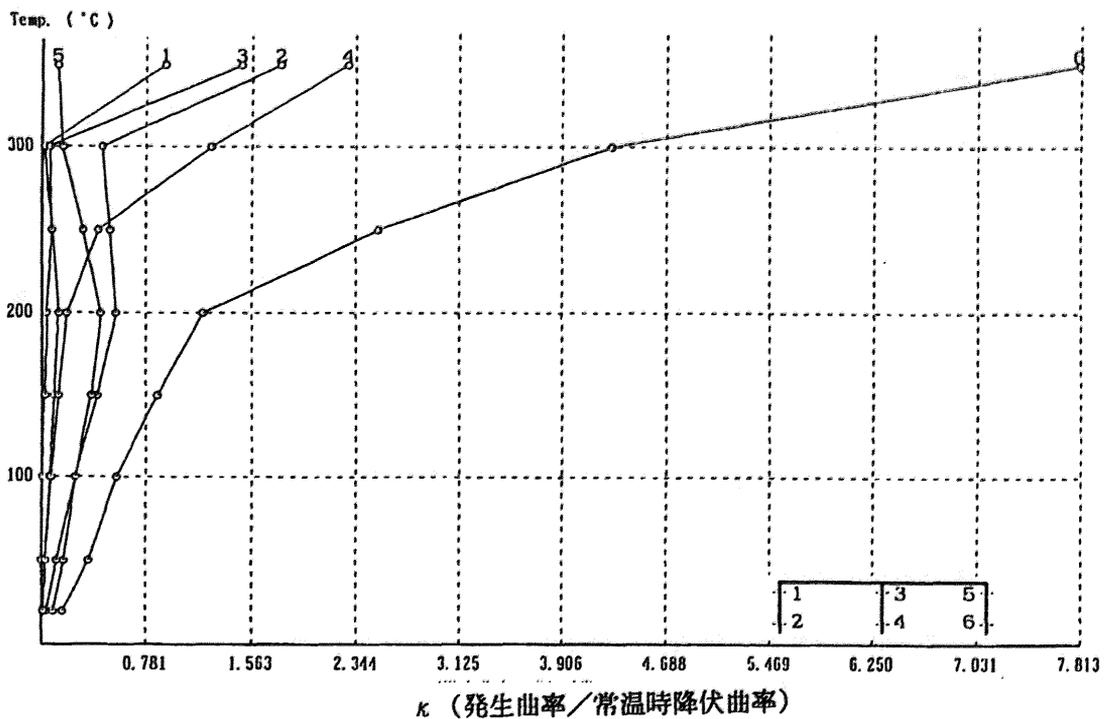
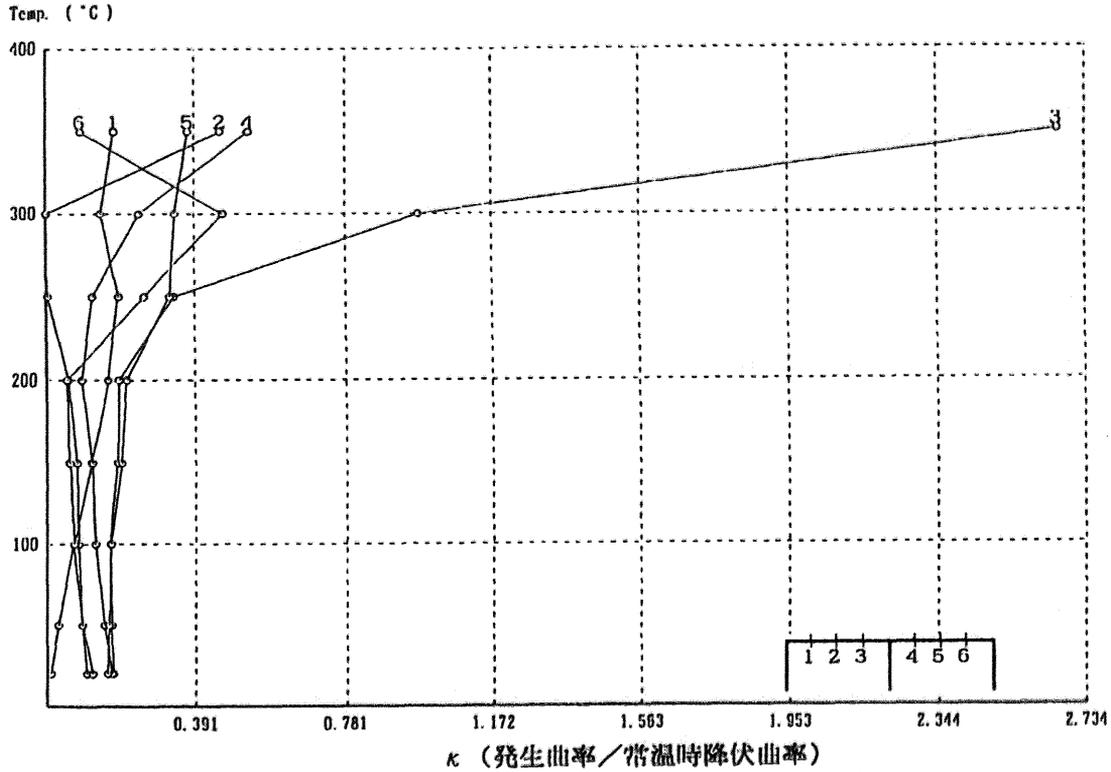


図 4.32c 局部架構の曲率

図 4.32 d に周辺架構および局部架構の曲げモーメント図を示す。250℃では梁の熱膨張が柱の曲げモーメントに与える影響を明確に読み取ることができる。2 階天井梁の伸び出しにより、これに接合されている柱が左から2 スパン目を中心に押し出されてこのような曲げモーメントを生じたことが分かる。また 350℃の場合は、火災階の柱はほとんど曲げモーメントを負担していないことがわかる。これは熱による部材の耐力低下により曲げモーメントを負担できなくなっているためと思われる。

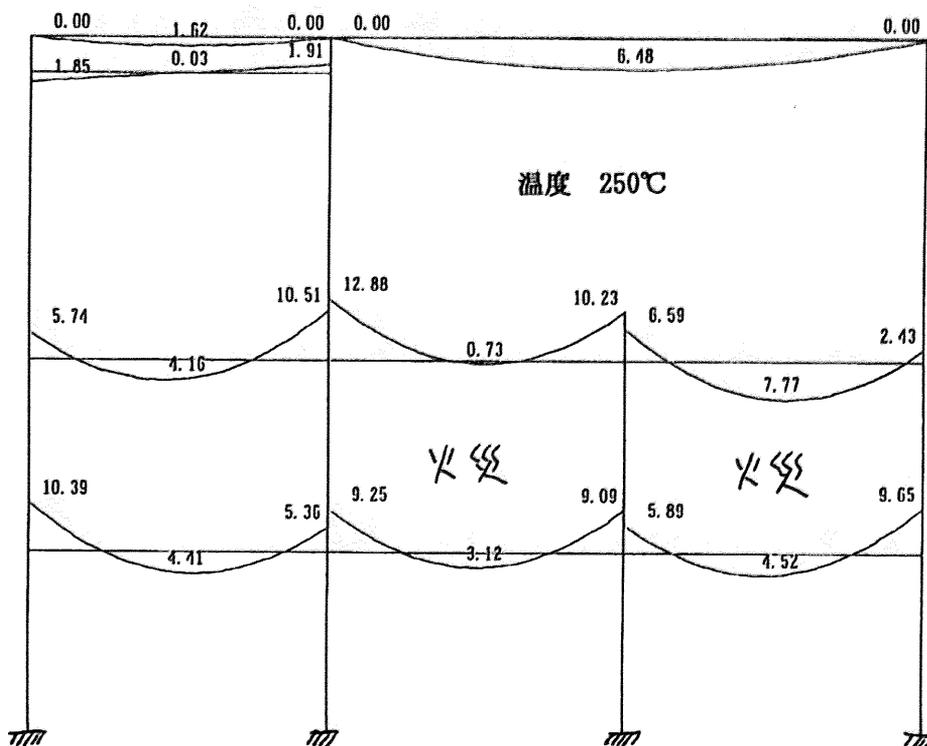
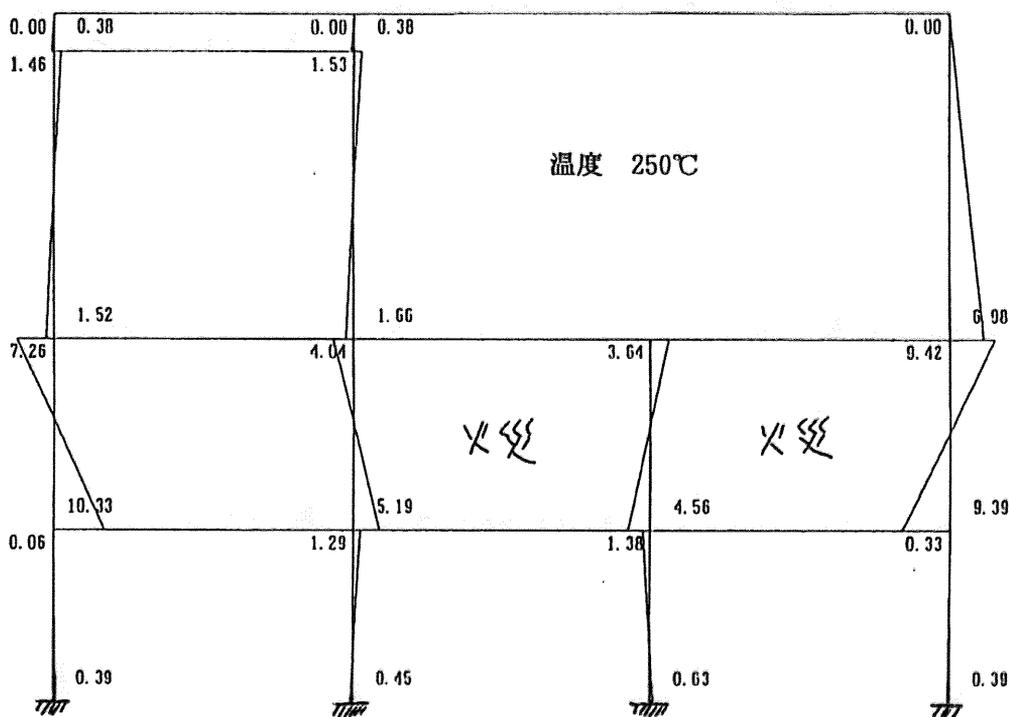


図 4.32d 周辺架構のモーメント分布 (温度 250℃)

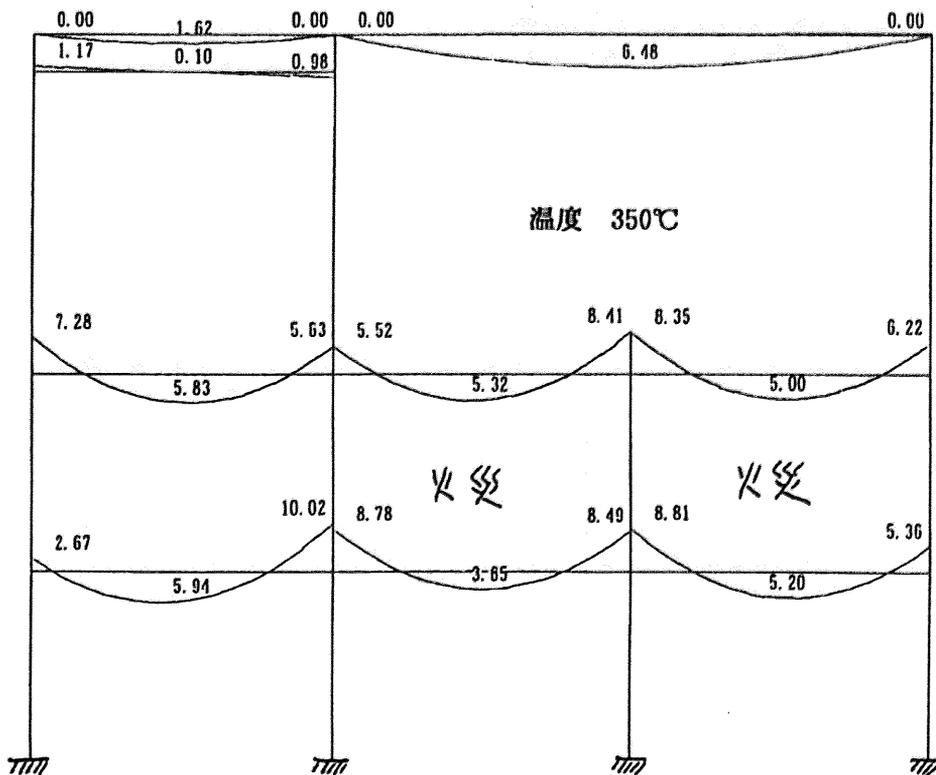
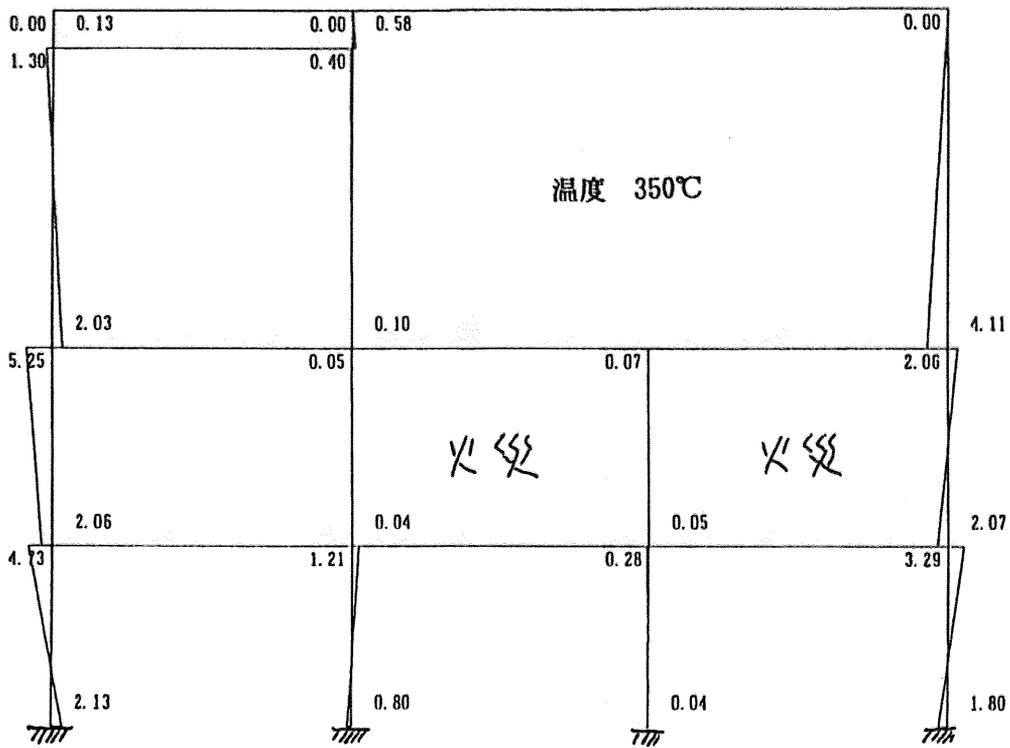


図 4.32d 周辺架構のモーメント分布 (温度 350°C)

図 4.32 e に局部架構の大ひずみ分布を示す。300℃のものを見ると、外柱（右柱）の柱頭と柱脚には、引張と圧縮ひずみが同時に生じている部分が見られる。この部分には大きな曲率が生じて塑性ヒンジが進行していると推測できる。さらに 350℃では、左柱と中央柱は柱軸力による圧縮ひずみが全体に渡って生じている。さらに外柱（右柱）の柱頭柱脚に塑性ヒンジ化が進展している。左梁の中央部と右端部にも塑性ヒンジ化が進展している。

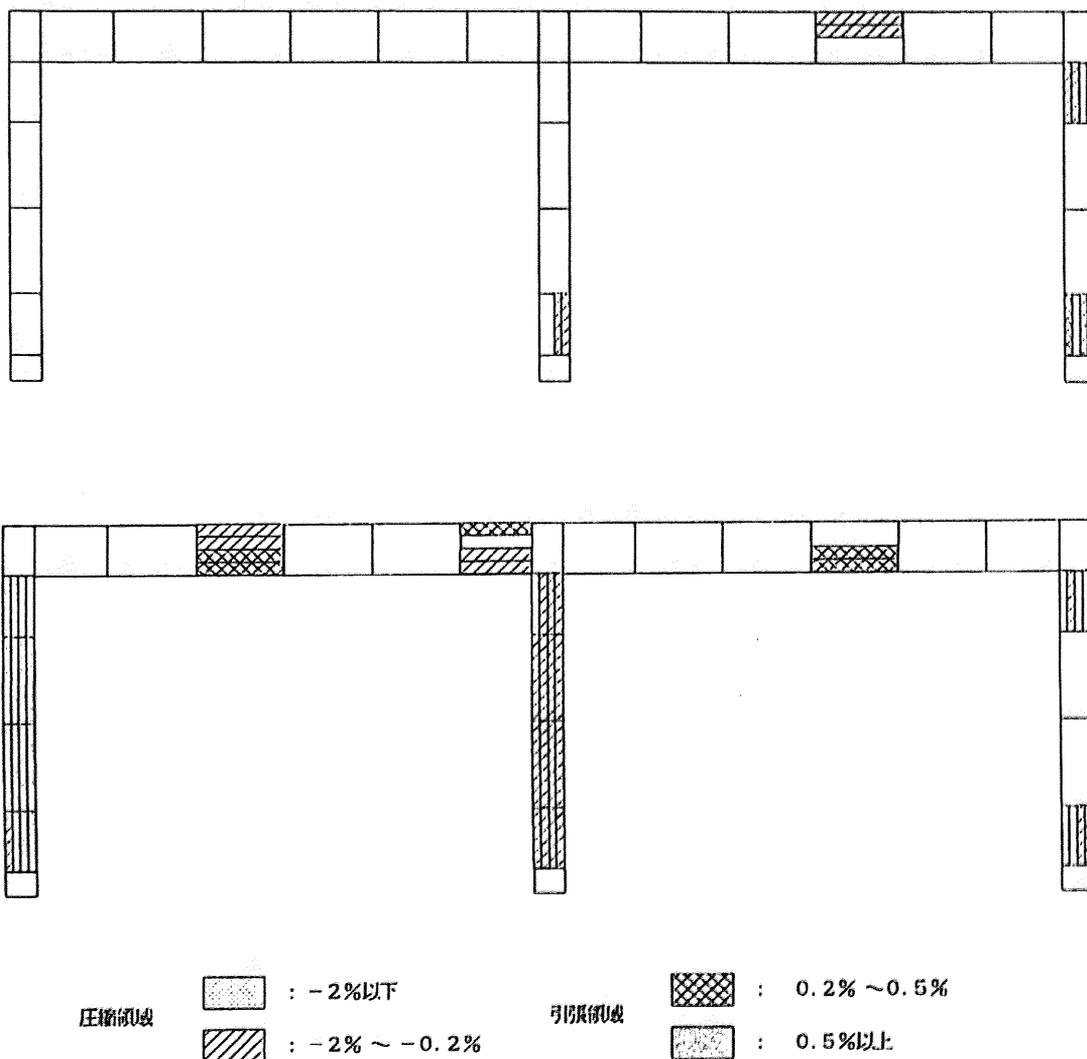
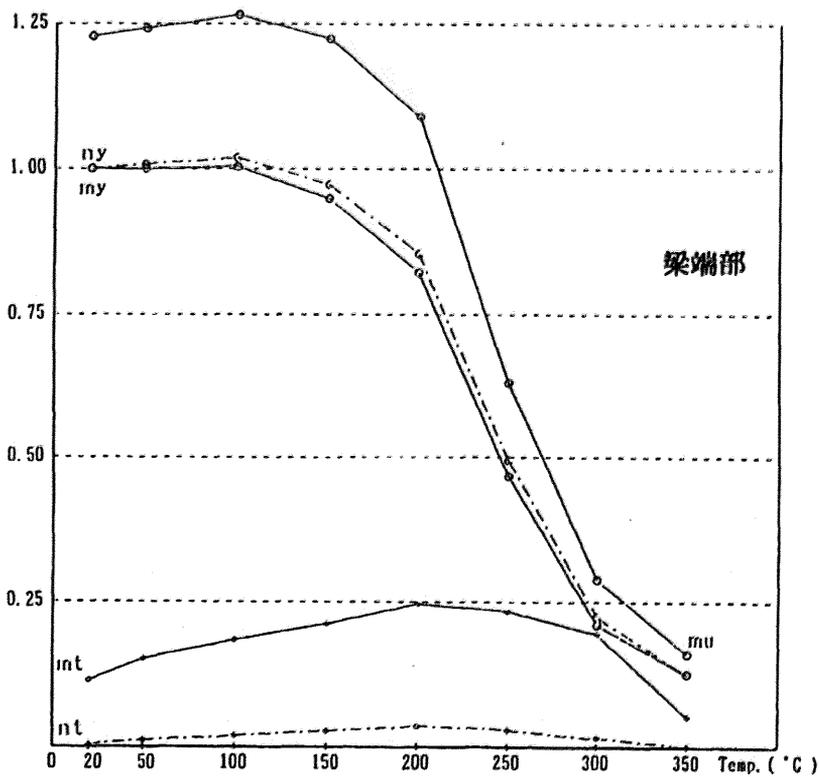
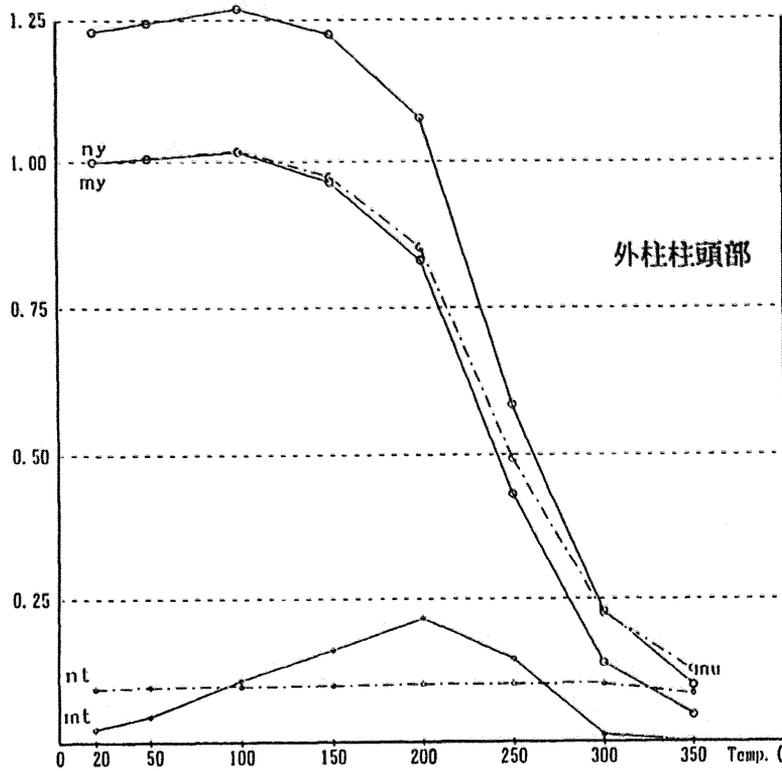


図 4.32e 局部架構の大ひずみ分布

図 4.32f に局部架構各所の熱応力発生経過を示す。図中の nt は発生軸力を常温時の降伏軸力で除したものであり、 mt は発生モーメントを常温時の降伏モーメントで除したものである。 ny , my , mu は各温度の降伏軸力、降伏モーメント、終局モーメントを同様に無次元化したものである。外柱柱頭部を見ると発生モーメントは温度と共に上昇するが 250℃から減少に転じ、300℃、350℃ではほとんどモーメントを負担していない。この現象は当初は梁の伸び出しを受けて柱に生ずる曲げモーメントは増大するが、熱による耐力低下のため部材は軸力負担に占有されるためと思われる。一方、発生軸力は一定である。右梁右端部を見ると発生軸力がゆっくりと増加し、250℃から減少に転じている。350℃ではほとんどゼロである。これは梁の熱膨張が柱により拘束されて梁軸力の増加につながっていたが、柱拘束力低下の影響を受けて減少に転じたものと思われる。発生モーメントもゆっくりと増加し、250℃から減少に転じている。



- m_t ... $M_t / M_{y,0}$
- n_t ... $N_t / N_{y,0}$
- m_y ... $M_{y,t} / M_{y,0}$
- n_y ... $N_{y,t} / N_{y,0}$
- m_u ... $M_{u,t} / M_{y,0}$

- N_t 発生軸力
- $N_{y,0}$ 常温時の降伏軸力
- $N_{y,t}$ 各温度の降伏軸力
- M_t 発生モーメント
- $M_{y,0}$ 常温時の降伏モーメント
- $M_{y,t}$ 軸力を含んだ各温度の降伏モーメント
- $M_{u,t}$ 軸力を含んだ各温度の終局モーメント

図 4.32f 局部架構各所の熱応力発生過程

4.2.2.6 多スパンラーメン構造物の熱応力弾塑性解析のまとめ

多スパンラーメン架構の崩壊では、全スパンに対する火災部分スパン数が一つの条件となるため、通りを変えて解析を行った。また、1階は一般階を示すものに対して2階が最上階と同様になるため、1階と2階にそれぞれ解析を行った。3階はトラス構造屋根に対する挙動をみるために解析を行った。

1階火災に対し、概ね350℃まで架構は安定であり、350℃でようやく限界変形に至る柱が見られた。また、軸力負担の多い1階の中柱において柱の座屈崩壊の徴候が見られた。

2階火災に対し、概ね350℃まで架構は安定であり限界変形に至らなかった。

3階は最上階であり、火災によりトラス屋根は膨張する挙動を見せた。但し、限界変形に至らなかった。

4.3 まとめ

精算解による算定を通じ、以下の知見を得た。

1) アルミニウム合金構造の弾塑性解析の前提条件について

本論のアルミニウム合金構造物の弾塑性解析は、本論提案の手法と比較する対象であるため、弾塑性解析自体の妥当性を示す必要がある。ステンレス構造箱形断面柱の高温時座屈耐力試験¹³⁾について比較を行い、そもそも弾塑性解析自体が実状と整合していることを示した。

また、本解析では応力-ひずみ関係にバイリニア型の関係を用いている。一般には指数関数による応力-ひずみ関係を用いることが多く、特に鋼構造の解析には指数関数の適用がほとんどである。バイリニア型の応力-ひずみ関係が指数関数型に比べて問題があるかを検証し、ほぼ同様な解析結果が得られた。

これらにより弾塑性解析自体の妥当性が確かめられた。

2) 崩壊温度を用いた評価法の前提条件について

崩壊温度算定の大前提である「崩壊時に熱応力が無視できる」点について示し、崩壊温度を用いた評価法の前提が正しいことを示した。

3) アルミニウム合金造架構の精算解による限界変形温度

1スパンラーメン構造と多スパンラーメン構造のアルミニウム合金構造架構の事例について、バイリニア型を用いたアルミニウム合金構造の火災時弾塑性解析を行った。1スパンラーメンでは300℃を越える温度で梁の崩壊が見られた。多スパンラーメンでは、概ね350℃まで火災加熱を受けても、架構は安定だった。本論骨子の崩壊温度算定手法の妥当性を検証するための弾塑性解析として十分な結果を得られた。

● 4章の参考文献

- 1) W. C. Chen, C. K. Mak, : Computer Analysis of Steel Frame in fire, J. of Structural Division, ASCE, Vol. 101, No. T4, April, 1975.
- 2) 右田健児、岡部猛：火災を受ける鋼構造骨組の熱応力解析に関する研究、日本建築学会大会学術講演梗概集、1982. 19) 古村福次郎、篠原保二：火災時における耐火被覆鋼梁および鋼構造フレームの非弾性挙動、日本建築学会論文報告集、第 300 号、1981.
- 3) E. K. Cheat : Stress Analysis of Steel Frame Structures with Nonrigid Connections Subjected to Thermal Gradient. , Trans, of A. I. J. , No. 346, December, 1984
- 4) J. Becker, B. Bresler : FIRES - RC ... A Computer Program for the Fire Response of Structure ... Reinforce Concrete Frames. , Report No. UCBFRG 74-3, University of California, Berkeley, July, 1974.
- 5) 上杉英樹、小池浩：高層鉄骨架構の熱応力解析（その 1）、日本建築学会構造系論文報告集、第 381 号、1987
- 6) 上杉英樹、田代一人、宮本圭一、齋藤光：マイコンによる鉄骨架構の熱応力解析、日本火災学会、1990
- 7) 山口正倫、小池浩、上杉英樹、齋藤光：火災時における鋼構造架構の熱応力算定の簡略化。（その 1）、日本建築学会関東支部研究報告集、1986
- 8) 牛嶋直哉、宿沢義幸、窪田伸、宮本圭一、上杉英樹、齋藤光：マイクロコンピュータによる高層鉄骨架構の熱応力解析手法の開発（応力ひずみ曲線の直線化による演算時間の短縮）安全工学シンポジウム講演予稿集、1991
- 9) 上杉英樹、中村賢一、古平章夫、笹谷輝雄、染谷朝幸：「新耐火設計法に基づく鉄骨架構の耐火性能算定パソコンソフトの開発」報告書、建築センター、1993 年 3 月
- 10) 木田薫、上杉英樹：アルミニウム合金の高温引張り試験、日本建築学会大会学術講演梗概集第 3075 号、1993
- 11) 古村福次郎、篠原保二：火災時における耐火被覆鋼梁および鋼構造フレームの非弾性挙動、日本建築学会大会論文報告集、第 300 号、1981.
- 12) ECCS · TC3 : European Recommendations for the Fire Safty of Steel Structures , Elsevir .
- 13) 倉本真介、染谷朝幸、窪田伸、作本好文、上杉英樹、齋藤光：「ステンレス鋼を用いた箱形断面柱の高温時耐力」、構造工学論文集 vol40B、p.571-584、1994.3
- 14) 日本建築学会：「鋼構造耐火設計指針」、1999
- 15) アルミニウム建築構造協議会：「アルミニウム建築構造物の耐火設計規準(案)」、H11.1
- 16) 林恵群、倉本真介、周哲民、染谷朝幸、浅野雅男、飯島俊比古、上杉英樹：「アルミニウム合金を用いた骨組架構の火災時における応力変形解析（その 1）」、構造工学論文集 vol41B、1995.3

5. 崩壊温度と限界変形温度との比較

5.1 事例(1) 1スパンラーメン構造物¹⁾³⁾⁴⁾

3章と4章で行った1スパンラーメン構造物の結果について比較検討を行う。

4章精算解解析結果の柱・梁の変形量のグラフに3章の結果を赤線で示す。次頁に考察を記す。

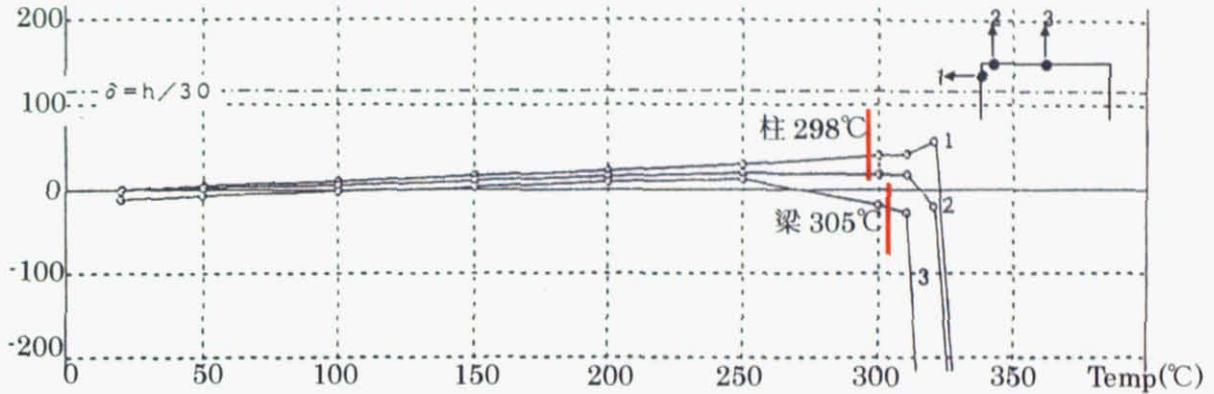


図 5.1a 3階火災の場合の精算解と本手法による解

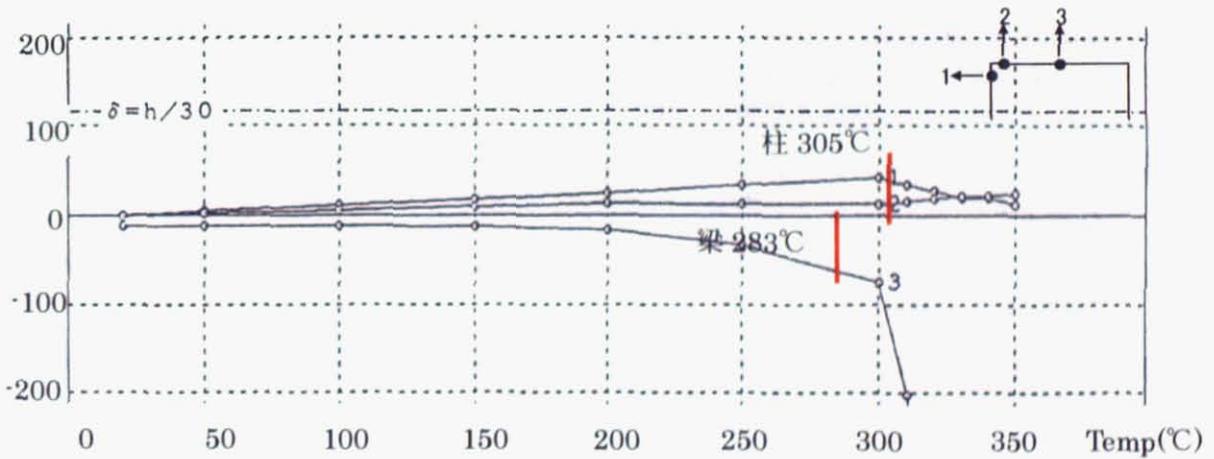


図 5.1b 2階火災の場合の精算解と本手法による解

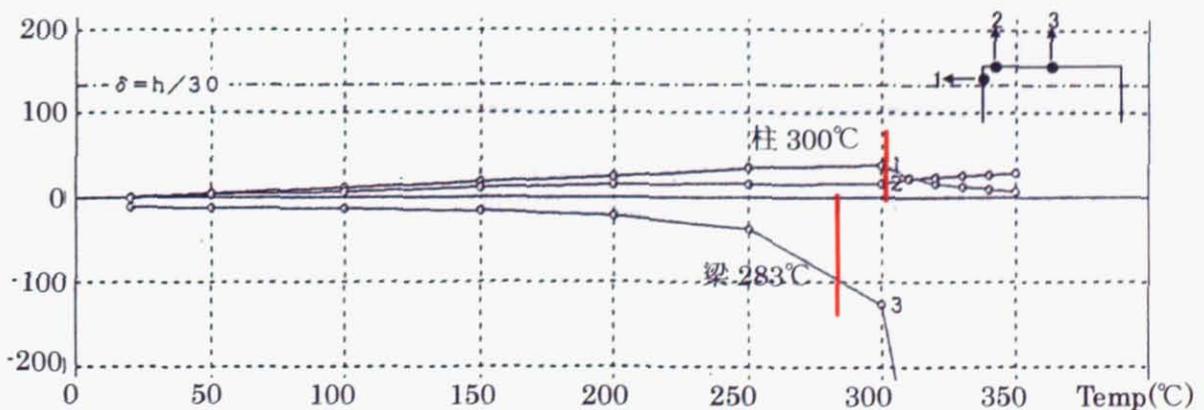


図 5.1c 1階火災の場合の精算解と本手法による解

(検証)

- 1.各階共、精算解では梁が限界変形に達しており、その温度（限界変形温度）は 310～300℃程度である。これに対し、本手法による梁の崩壊温度は、305℃～283℃であり、安全側に梁崩壊を起こす点を示すことができた。
- 2.精算解では、1階・2階には、柱は梁のような過大な変形が見られないが、300℃付近から梁の変形に引きずられて変形が進む兆候がみられる。その場合でも、350℃まで荷重支持能力があると判断できる。一方、柱の崩壊温度は 300℃程度となった。結果として柱が限界変形に達していないので一致するという判断はできないが、本手法による柱の崩壊温度は安全側に評価できたと考えられる。
- 3.最上階（3階）の精算解による結果では、320℃付近から熱劣化による沈み込みがみられ、この温度が限界変形温度と思われる。一方、柱の崩壊温度は 298℃であり、安全側に柱崩壊を起こす点を示すことができた。

これらから、以下が言える。

- 1.梁において、精算解による崩壊を起こす点（限界変形温度）と本手法による温度（崩壊温度）はほぼ一致しており、十分な妥当性があると考えられる。
- 2.柱において、限界変形温度が見られた場合には、その温度と本手法による崩壊温度はほぼ一致しており、十分な妥当性があると考えられる。

5.2 事例(2) 多スパンラーメン構造物^{2) 3) 4)}

3章と4章で行った多スパンラーメン構造物の結果について比較検討を行う。
4章精算解解析結果の柱・梁の変形量のグラフに3章の結果を赤線で示す。

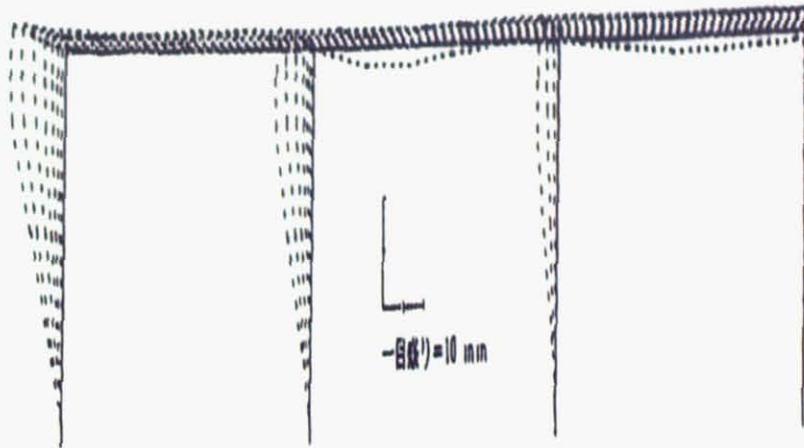


図 5.2a C通り1階火災の場合の精算解 (50℃ごと 350℃まで)

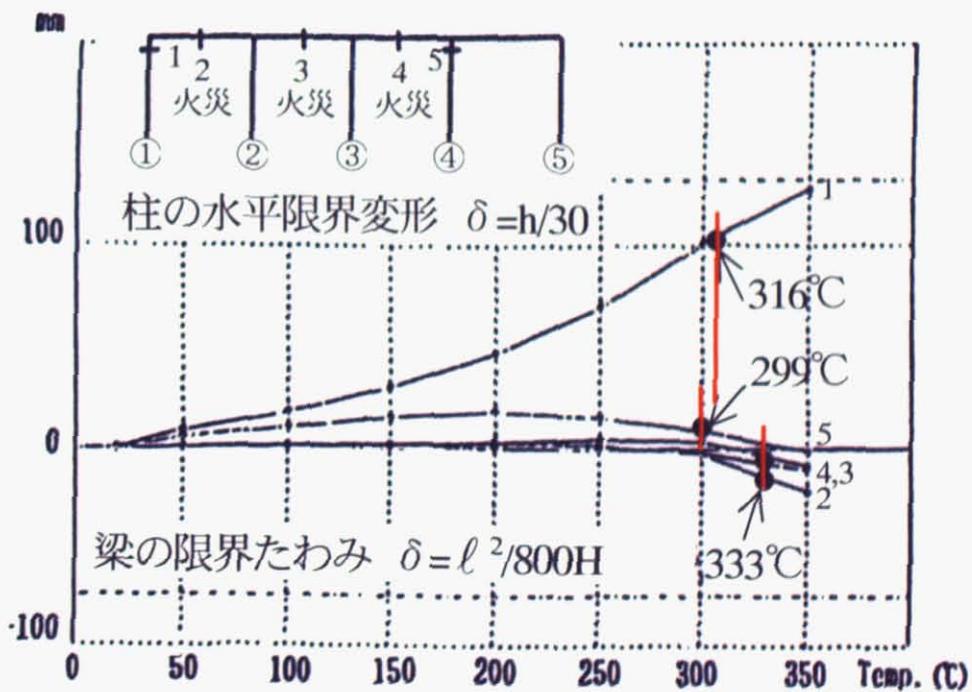


図 5.2b C通り1階火災の場合の精算解と本手法による解

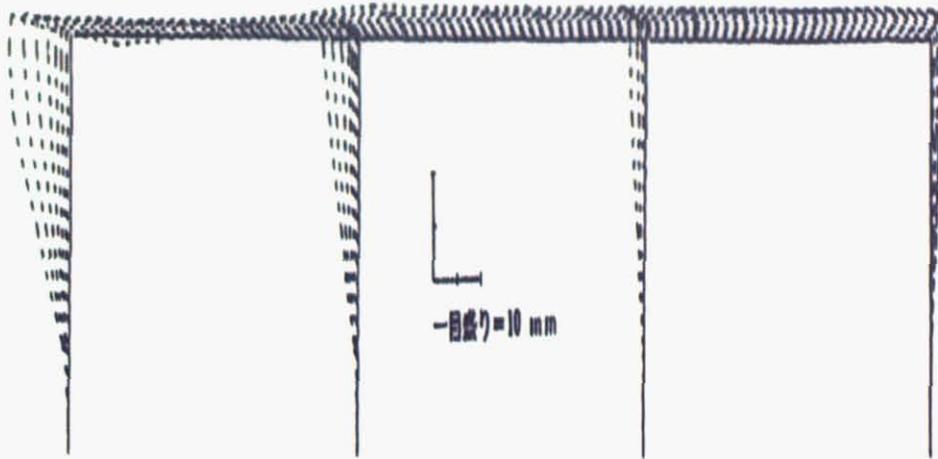


図 5.3a C通り2階火災の場合の精算解 (50℃ごと 350℃まで)

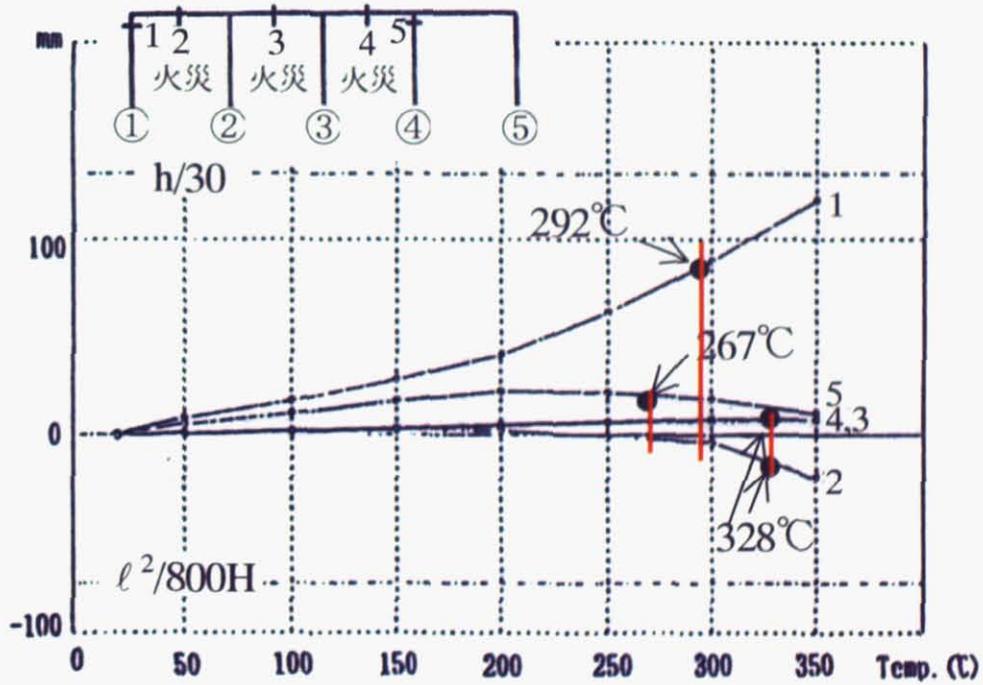


図 5.3b C通り2階火災の場合の精算解と本手法による解

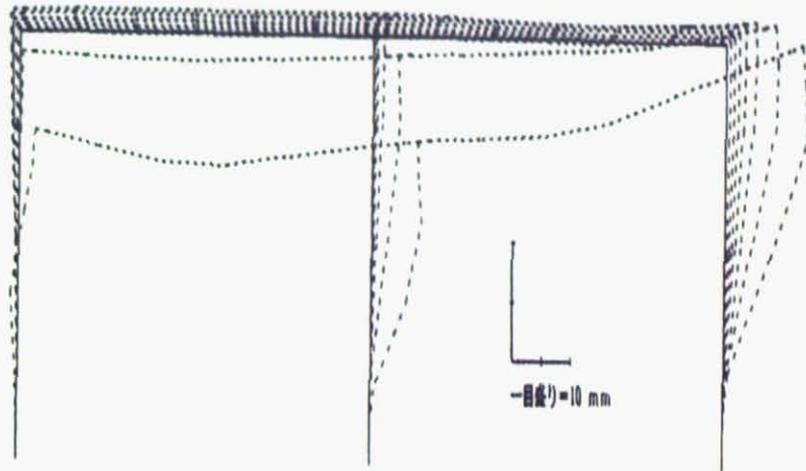


図 5.4a 3通り1階火災の場合の精算解 (50℃ごと 350℃まで)

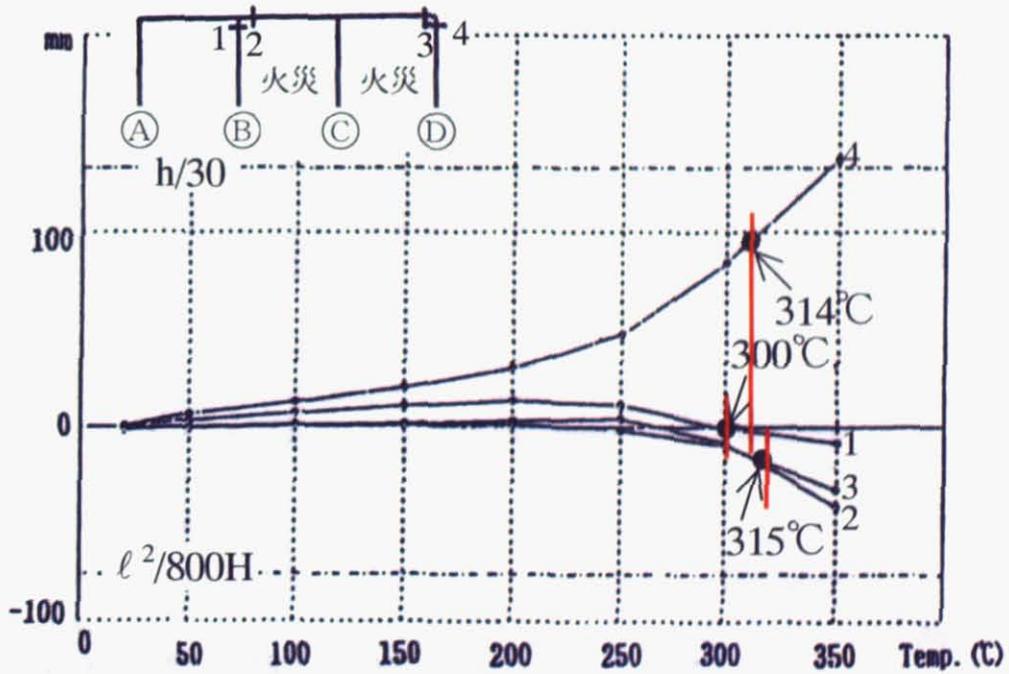


図 5.4b 3通り1階火災の場合の精算解と本手法による解

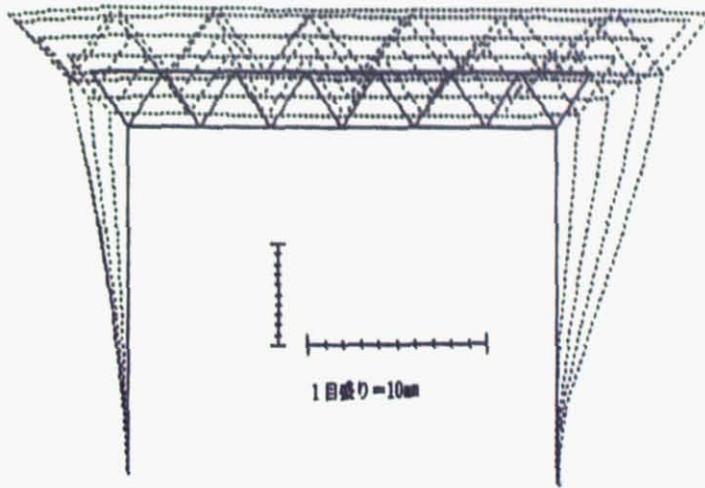


図 5.5a 3通り3階火災の場合の精算解 (50℃ごと 350℃まで)

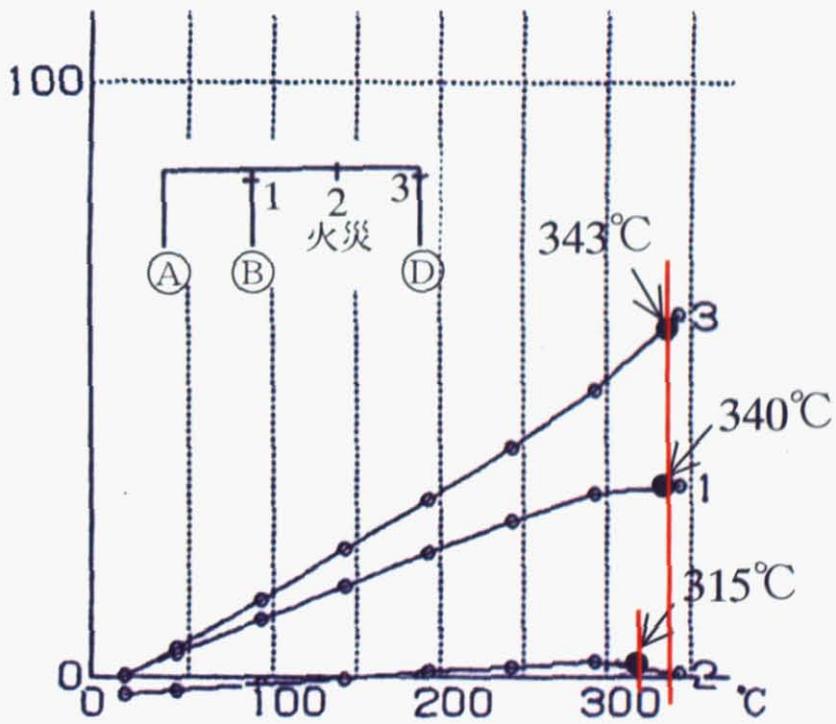


図 5.5b 3通り3階火災の場合の精算解と本手法による解

(検証)

1. 1階・2階火災において、精算解では梁は 350℃に至るまで限界変形に達していないので、限界変形温度としては 350℃以上となる。また、たわみが進みはじめる点との温度はC通り1階・C通り2階共に 300℃付近である。これに対し、本手法による梁の崩壊温度は、333℃と 328℃である。崩壊温度は安全側に限界変形温度を示すことができた。また、梁崩壊の予兆ともいえるべき 300℃付近以上で崩壊温度を示すことができたことは、過度に安全側の評価になっていないと考えられる。
2. 1階・2階火災において、C通り1階2階の精算解では柱は 350℃でようやく限界変形程度まで達しているため、限界変形温度としては 350℃以上となる。明らかに達している3通り1階火災では柱が縮みこむ変形がみられ、この場合は 350℃で限界変形温度に達したと考えてよいと思われる。また、この縮込みが始まる温度は 300℃付近と考えられる。一方、C通り1階2階の柱の崩壊温度は 292～328℃という結果となった。3通り1階火災の柱の崩壊温度は 315℃程度となった。結果として、崩壊温度は安全側に限界変形温度を示すことができた。また、柱崩壊の予兆ともいえるべき 300℃付近以上で崩壊温度を示すことができたことは、過度に安全側の評価になっていないと考えられる。
3. 最上階（3階）トラス構造屋根の精算解による結果では、350℃に至るまで限界変形に達していないので、限界変形温度としては 350℃以上となる。トラス屋根は温度上昇に伴い膨張しているが、トラス中央部のたわみが 300℃付近から熱劣化により増加していることがわかる。一方、トラス中央部の崩壊温度は 315℃であり、安全側に崩壊を起こす点を示すことができた。また、崩壊の予兆ともいえるべき 300℃付近以上で崩壊温度を示すことができたことは、過度に安全側の評価になっていないと考えられる。

これらから、以下が言える。

1. 梁において、精算解による崩壊を起こす点（限界変形温度）は 350℃以上であった。本手法による崩壊温度は 350℃を下回る結果となり、安全側に評価できた。崩壊温度は精算解で見られた崩壊の予兆と思われる温度 300℃付近以上であり、本手法による崩壊温度は過度に安全側の評価になっていないと考えられ、十分な妥当性があると考えられる。
2. 柱において、精算解による崩壊を起こす点（限界変形温度）は 350℃程度であった。本手法による崩壊温度は 350℃を下回る結果となり、安全側に評価できた。崩壊温度は精算解で見られた崩壊の予兆と思われる温度 300℃付近以上であり、本手法による崩壊温度は過度に安全側の評価になっていないと考えられ、十分な妥当性があると考えられる。
3. トラス屋根において、精算解による崩壊を起こす点（限界変形温度）は 350℃以上であった。本手法による崩壊温度は 350℃を下回る結果となり、安全側に評価できた。崩壊温度は精算解で見られた崩壊の予兆と思われる温度 300℃付近以上であり、本手法による崩壊温度は過度に安全側の評価になっていないと考えられ、十分な妥当性があると考えられる。

5.3 まとめ

本論の崩壊温度算定手法と時間積分を踏まえた逐次解析に則る精算解（コンピュータによる数値解析）との比較検討を行い、以下の知見を得た。

- ・ 1 スパンラーメン構造事例について比較検証を行い、架構崩壊が進む温度を的確に明示することができた。
- ・ 多スパンラーメン構造事例について比較検証を行い、架構崩壊が進む前兆と思われる温度を的確に明示することができた。

本手法により、汎用性が高く、工学的信頼性をもった耐火安全性検証がより早く行うことが可能となったと考える。

● 5章の参考文献

- 1) アルミニウム建築構造協議会：「アルミニウム建築構造物の耐火設計規準(案)」、H11.1
- 2) 林恵群、倉本真介、周哲民、染谷朝幸、浅野雅男、飯島俊比古、上杉英樹：「アルミニウム合金を用いた骨組架構の火災時における応力変形解析（その1）」、構造工学論文集 vol41B、1995.3
- 3) 染谷朝幸、森田武、飯島俊比古、大内富夫、上杉英樹：「アルミニウム合金構造架構の火災時構造安定性」、構造工学論文集 vol47B、2001.3
- 4) T.Someya, H.Uesugi, : Evaluation method of aluminum alloy structure exposed to fire based on ultimate temperature of member, 2002 Structural Engineers World Congress,T1-7-2 p.1- p.8 ,2002 Oct.

6. 総括

本研究では、検証の多大な時間浪費を解決するために簡潔に行うことを中心に考えた検証法の提案を行う。つまり、アルミニウム合金構造の簡単明瞭な耐火性検証に資するため、アルミニウム合金構造の崩壊温度を単純な文字式で算定する方法を構築することを本論の目的としている。

以下に各章で行った内容について総括を行う。

1章 既往の研究ならびに本研究の目的をまとめた。

耐火性能評価を行う上で崩壊温度を用いた検証法はあるが、これより平易な算定式による手法の提案を行い、簡明な耐火性検証を行えるようにすることが本研究の目的である。

2章 高温特性のうち、崩壊温度算定に必要な高温降伏強度・高温ヤング係数についてまとめる。高温降伏強度については、すべて2直線で定義するとし、ヤング係数については合金種を問わずすべて同様な高温特性で代表できることを示した。

3章 単純な文字式による崩壊温度算定式の提案を行う。提案は、以下の2点である。

- ・各応力状態での崩壊温度を算定する式（崩壊温度算定式）を単純な文字式とした。
- ・崩壊モードによる釣合い式のうち柱梁崩壊モード式を柱耐力のみによる近似式とした。各崩壊モードは梁か柱のいずれかで表現でき、梁・柱は単独で算定できる。

この提案により手計算で簡易に崩壊温度が算定できる。

また、この算定式を用いて架構の崩壊温度算定を行い、計算事例を示した。

4章 崩壊温度による耐火検証は変形量の把握ができず、精査には幾何学的非線形を考慮した静的弾塑性熱応力解析を行う必要がある。本論の崩壊温度算定手法を検証するため、同じ計算事例に弾塑性解析を行う。弾塑性解析が工学的に遜色ない方法であることを示した上で解析を行った。解析では、崩壊温度算定的前提条件である崩壊付近での熱応力の消滅を示すことができ、基本的な前提条件の整理も行えた。その上で、同事例の計算結果を示した。

5章 同じ計算事例について、本論提案手法と弾塑性解析による精算解との比較検証を行う。本論による崩壊温度は、精算解による崩壊もしくは崩壊の前兆と思われる温度を指し示すことができ、本論の妥当性を確認した。

6章 本研究の総括として、簡便で的確な崩壊温度算定手法が構築できた。

アルミニウム合金構造の崩壊温度を単純な文字式で表すことにより、崩壊温度算定を簡便に行うことができ、工学的信頼性をもった耐火性検証が素早く行うことが可能となった。

崩壊温度による設計では、精算解による変形で定まる設計上の限界温度を明確に定める代わりに、安全率を乗じて設計上の限界温度を定める必要がある。今後の課題としては架構の変形能力を慎重に検討する必要がある。

謝 辞

本研究ならびに本論文のとりまとめにつきましては、千葉大学教授 上杉英樹博士 に懇切丁寧なご指導とご鞭撻を賜りました。筆者が学生の頃より長きにわたってご指導を受け賜り、ここに深く感謝させていただきます。

また、この分野へのきっかけを作っていただき、終始あたたかいご意見をいただきました千葉大学名誉教授 齋藤光博士 に深く感謝致します。

千葉大学教授 小谷俊介先生、前田孝一先生、安藤正雄先生には、論文審査の過程でご専門の立場から筆者の至らない点をご指導いただき、論文内容の充実を図ることができました。心より感謝とお礼を申し上げます。

本研究は、筆者が千葉大学大学院齋藤光研究室在籍時より参加している「アルミニウム建築構造協議会」耐火構造WGにて検討を行う中で、2000年の耐火告示にアルミニウム合金構造も載せることを目標に案を作ったことが機会となり、研究を進めたものです。約15年に渡り、アルミニウムに対する様々な情報や知見を与えていただいた、アルミニウム建築構造協議会事務局 国枝明氏 には大変感謝いたしております。

同委員会でも大な助言を頂いた、国土交通省 国土技術政策総合研究所 河野守博士、財団法人ベターリビング 遊佐秀逸博士、鹿島建設 大内富夫氏、にも大変感謝しております。

また、学会・研究会などで、多くの議論をさせていただきました。我国唯一の構造設計者の集まりであるJSCAでは、清水建設 池田憲一博士に大変お世話になりました。母校である千葉大学では、平島岳夫助教授をはじめ、齋藤光研究室・上杉英樹研究室の卒業生の方々に大変重要な助言を頂きました。

これら多くの方々のお力添えなくしては、本論文の完成は遂げられませんでした。

皆様方に心より感謝いたします。

既公表査読論文等一覧

1 本研究に関する既公表審査論文

- ①林恵群、倉本真介、周哲民、染谷朝幸、浅野雅男、飯嶋俊比古、上杉英樹「アルミニウム合金を用いた骨組架構の火災時における応力変形解析(その1)」、構造工学論文集 vol41B、p.575-585、1995.3
- ②染谷朝幸、森田武、飯嶋俊比古、大内富夫、上杉英樹「アルミニウム合金構造架構の火災時構造安定性」、構造工学論文集 vol47B、p.621-628、2001.4
- ③染谷朝幸、浦川和也、川村知重、国枝明、檜山裕二郎、武蔵栄一、森田武、平島岳夫、上杉英樹「アルミニウム合金の高温時材料特性」、構造工学論文集 vol52B、p.423-427、2006.4
- ④T.Someya, H.Uesugi, Evaluation method of aluminum alloy structure exposed to fire based on ultimate temperature of member, 2002 Structural Engineers World Congress, T1-7-2 p.1-p.8, 2002 Oct.

2 本研究に関するその他参考査読論文

- ①染谷朝幸、倉本真介、上杉英樹、中村賢一、古平章夫、笹谷輝雄、齋藤光「マイクロコンピュータによる高層鉄骨架構の火災応答解析」、構造工学論文集 vol40B、p.615-626、1994.3
- ②H.Uesugi, T.Someya, H.Saito, N.Nakamura and A.Kodaira, Computer modeling of fire engineering design for high rise steel structure, '93 Asian fire seminar, p.21-32
- ③上杉英樹、中村賢一、古平章夫、笹谷輝雄、染谷朝幸「新耐火設計法に基づく鉄骨架構の耐火性能算定プログラム解説書」、日本建築センター、H6、全233頁
- ④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 vol39B、p.393-404、1993.3
- ⑤倉本真介、染谷朝幸、窪田伸、作本好文、上杉英樹、齋藤光「ステンレス鋼を用いた箱形断面柱の高温時耐力」、構造工学論文集 vol40B、p.571-584、1994.3
- ⑥上杉英樹、平島岳夫、染谷朝幸、倉本真介、齋藤光「火災加熱を受ける高層鉄骨架構の局部座屈を考慮した応力変形解析」、構造工学論文集 vol41B、p.587-594、1995.3
- ⑦H.Uesugi, T.Someya, H.Saito, S.Kubota and S.Sakumoto, Load bearing and deformation capacity of fire resistance steel tubular columns at elevated temperature, '94 fire safety science - 4th international symposium, p.1149-1158

火災加熱を受けるアルミニウム合金構造の崩壊温度に関する研究

染谷 朝幸

1. 序論

1.1 研究背景と研究目的¹⁾²⁾

アルミニウム合金構造に関する研究が進み、その成果として 2002 年に構造部材としての告示（平成 14 年国交省告示第 410 号）が公布された¹⁾。これにより、住宅などの用途でアルミニウム合金構造建築物の実績が増えつつある。耐火についても研究が進み、協会規準・指針²⁾などへ成果が反映されているが、告示案の提示に留まっている。告示が未制定ということも伴って、アルミニウム合金構造物のほとんどが耐火性能をあまり必要としない用途・規模の建築物である。

耐火設計も含めて設計では、設計→検証→設計と反復しながら成果品として設計図や検討計算書を作成するのであるが、協会規準案・告示案は共に検証式が詳細であるために、検証に多大な時間がかかることがしばしばある。時間の問題から、あえて耐火設計を行うようなことをしないと考える考え方もあり、アルミニウム合金構造耐火建築物の実績に反映しているとも考えられる。

本研究では、検証の多大な時間浪費を解決するために簡潔に行うことを中心に考えた検証法の提案を行う。つまり、アルミニウム合金構造の簡単明瞭な耐火性検証に資するため、アルミニウム合金構造の崩壊温度を単純な文字式で算定する方法を構築することを本論の目的としている。

簡潔に検証を行うために、検証方法の骨子は「架構の崩壊温度」を算定することを考えた。しかも崩壊温度の算定式を手計算でも行える程度まで平易な式とすることとした（3章）。

また、算定された崩壊温度の妥当性確認は、崩壊温度算定の基礎となる材料の高温時特性について再確認を行う（2章）と共に、結果として算定された崩壊温度が各種実験とも整合された熱応力弾塑性解析結果と確認すること（4章・5章）により、行っている。

1.2 火災加熱を受ける構造物の崩壊温度⁷⁾⁹⁾

火災加熱を受ける架構は加熱梁が熱膨張を起し、柱を外に押し出す変形が生じる（図 1）。火災加熱が進展すると各部材は熱による強度と剛性の劣化が生じ、部材は終局状態に向かう。終局状態に達した部材が多数存在し、架構の崩壊モードが形成された場合、架構は崩壊状態となる。

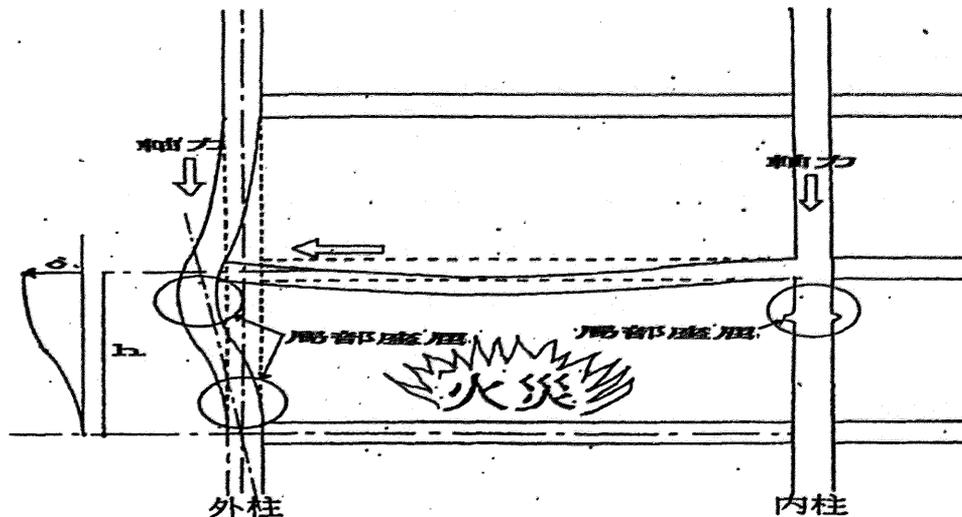
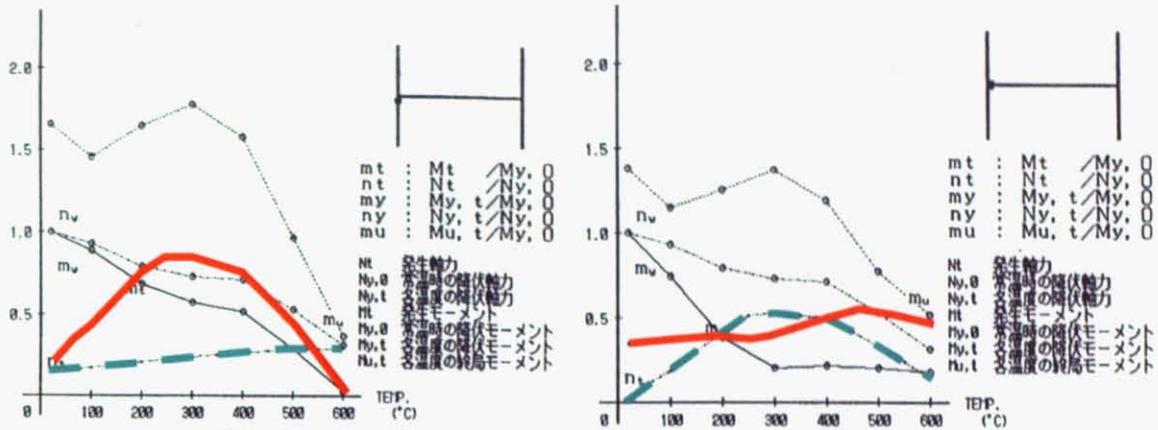


図 1 火災加熱を受ける架構

火災加熱初期では架構は熱応力による影響を受けるが、崩壊に近づくにつれ熱応力による付加応力は減少し、架構の崩壊系が形成された状態ではこの付加応力は消滅に向かう。これを本論では弾塑性熱応力解析で調べており、付加応力の減少・消滅を確認している（図2）。発生熱応力は、柱では伸びだし梁による曲げ、梁では熱膨張による圧縮力、が主因でその減少が図2で分かる。



柱頭（赤線は発生曲げモーメント、緑線は発生軸力を示す） 梁端

図2 火災加熱を受ける架構の各部材に生じる応力と温度の推移模式図

付加応力の消滅から、架構崩壊時は長期荷重による応力と熱劣化した部材の耐力が等しいという力の釣り合い式が導かれる。見かけ上、これは通常の塑性設計における力の釣り合い式と同様な形式となる。架構が崩壊に至るまでの過程を、最も単純な門型架構に梁崩壊が生じた場合を例に、通常（常温）と火災加熱を受ける場合について図3に模式図を示す。図中、 P_0 は長期荷重を示す。

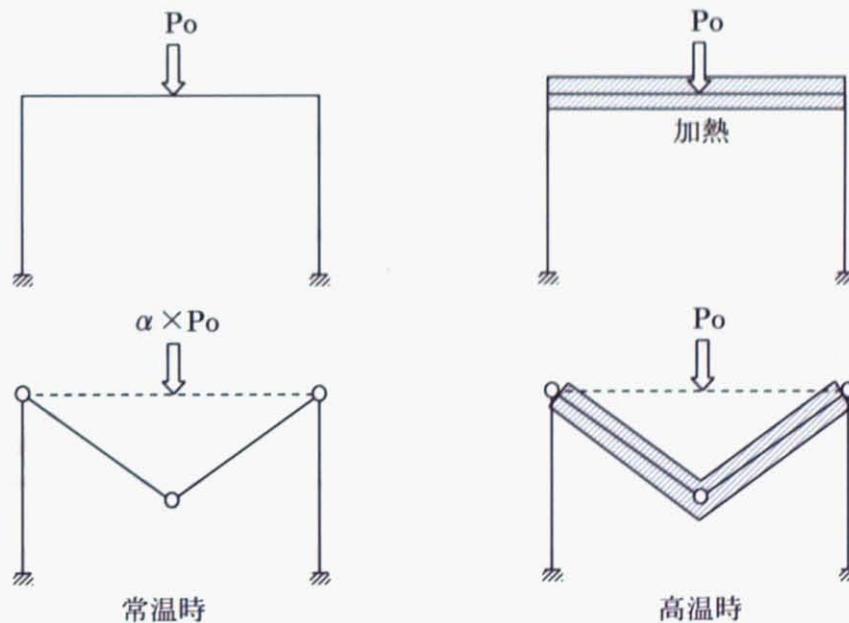


図3 架構崩壊の模式図

図3下段は、常温では長期荷重が増加し、高温時では加熱により梁の熱劣化が進み、崩壊モードが形成された場合の図を示す。通常の（常温の）塑性設計における崩壊は、長期荷重（ P_0 ）を係数倍した荷重（ $\alpha \times P_0$ ）で崩壊モードが形成されたとする。火災加熱による架構崩壊では、梁が加熱され強度と剛性が低下して崩壊モードが形成されたとする。

崩壊モードが形成された場合（図3下段）の力の釣合い式は、常温では $\alpha \times P_0$ に対する耐力で表現され、火災加熱による場合では P_0 に対する耐力で表現される。架構が崩壊系に達した場合、常温では「崩壊荷重」と表現できることに対し、火災加熱では「崩壊温度」で表現できる。

これを力と変形の関係（ $P-\delta$ 関係）で表現したのが図4である。常温では $\alpha \times P_0$ で架構が崩壊系に達するが、高温では熱により耐力が減少して長期荷重 P_0 に等しくなった時に架構が崩壊系に達する。本論の「崩壊温度」は「火災加熱により架構が崩壊系に達した時の温度」を意味する。

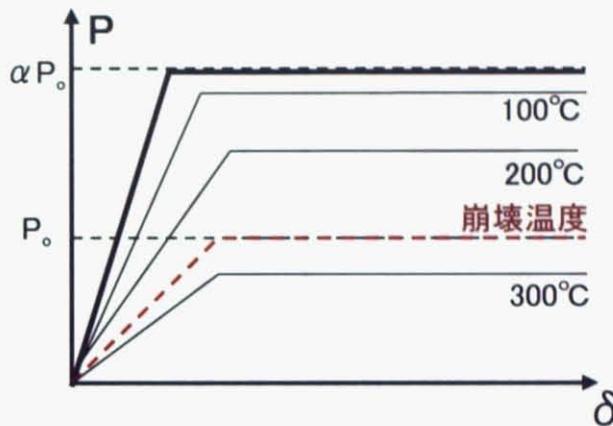


図4 崩壊温度の模式図（ $P-\delta$ 関係表現による崩壊荷重と崩壊温度）

架構が崩壊系に達している場合、各部材は高温により終局耐力に達している。各部材の耐力は降伏応力度（降伏強度）に比例するため、各部材の温度による耐力低下は降伏強度と温度の関係に依存している。各部材の降伏強度と温度の関係の模式図を図5に示す。各部材の温度による終局状態は、各部材に生じる応力度が降伏強度に達した際の温度で表現される。

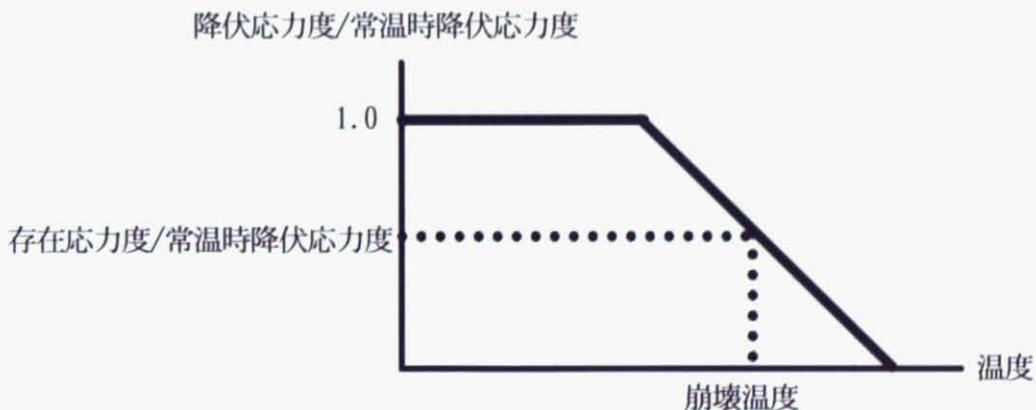


図5 部材終局状態の模式図（降伏応力度低下率-温度関係）

架構の崩壊系は数種類あり、各部材の存在応力により各崩壊系に達する温度は異なる。各崩壊系による温度のうち最も低い温度で架構は崩壊系に達し、この温度が「架構の崩壊温度」となる。

崩壊温度の算定は、常温の構造設計で長期荷重による架構崩壊の釣合い式を求め、式中の部材耐力に熱劣化の影響を与えることにより温度を求める作業で行う。最も単純な純ラーメン構造の外柱について、崩壊温度の算定方法を示す。図6に示すように部材長さや部材荷重を定義すると、各崩壊モードに対応する終局時の力の釣合いは次式で与えられる。

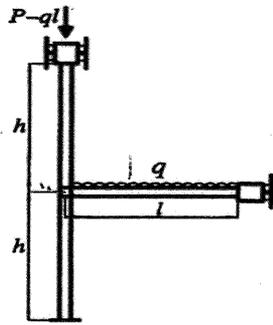


図6 外柱架構の架構図

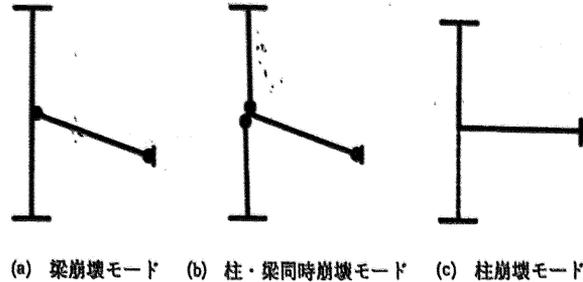


図7 架構の崩壊モード模式図

梁崩壊モード： $ql^2 = 4 M_p B$ (1.1)

柱・梁同時崩壊モード： $ql^2 = 4 M_p + 2 M_p B$ (1.2)

柱崩壊モード： $P = N_{yc}$ (すなわち $M_p = \text{ゼロ}$) (1.3)

(1.1)~(1.3)式中右辺の、 M_p (軸力を考慮した柱の全塑性モーメント)、 $M_p B$ (梁の全塑性モーメント)、 N_{yc} (柱の降伏軸力) の3つには降伏応力度の項が含まれる。各式の降伏応力度に温度関係を加えて解くと、温度が算定される。このうち最も低いものが、この架構の崩壊温度となる。

本論では、右辺の M_p 、 $M_p B$ 、 N_{yc} から温度を算定する式を単純な文字式で表現することにより、崩壊温度の算定を簡易に行う。また、(1.2) の柱・梁崩壊モード式を M_p で近似すると、(1.1) 式では梁の算定、(1.2) と (1.3) 式では柱の算定のみと、部材単位に算定できる。本論では (1.2) 式の近似を行い、各部材耐力式の単純な文字式と合せて、簡易に崩壊温度算定ができる。(3章)

一方、崩壊温度算定は力の釣合いで決まるため、変形量が算定できない。本論では幾何学的非線形性を考慮した弾塑性熱応力解析により変形量を求め、欧州 Eurocode で定める限界変形量に達する温度 (限界変形温度) との比較を行い、本論提案の崩壊温度の妥当性を示す (4章・5章)。

2. アルミニウム合金構造材料の高温時特性 ^{3) 4) 10)}

簡易に崩壊温度を算定するには、降伏強度-温度関係の単純化は重要である。同様に座屈を考慮する際に必要な高温時のヤング係数も単純化は重要である。降伏強度は構造設計でも合金種ごとの規定のため、合金種で定式化を行う。ヤング係数は構造設計では合金種に関係なく1つの値であるため、高温時でも同様に考える。この主要な2つの条件 (高温時ヤング係数・高温時降伏強度の低下率) について、17種類の合金のデータを分析し以下の定式化を行った。

1) 高温時ヤング係数

全ての合金について、以下のように定義する。

$$E_T = E_{RT} \times (1 - T^2 \times 10^{-5.5}) \quad \dots \dots (2.2)$$

ここで、 T : 温度(°C)、 E_T : 高温時ヤング係数、 E_{RT} : 常温時ヤング係数(=700000 N/mm²)

図8に定義式と全データを示す。鋼構造等でもヤング係数は平均値を採用している経緯もあり、本論でもほぼ平均値と思われる関係式を提案した。

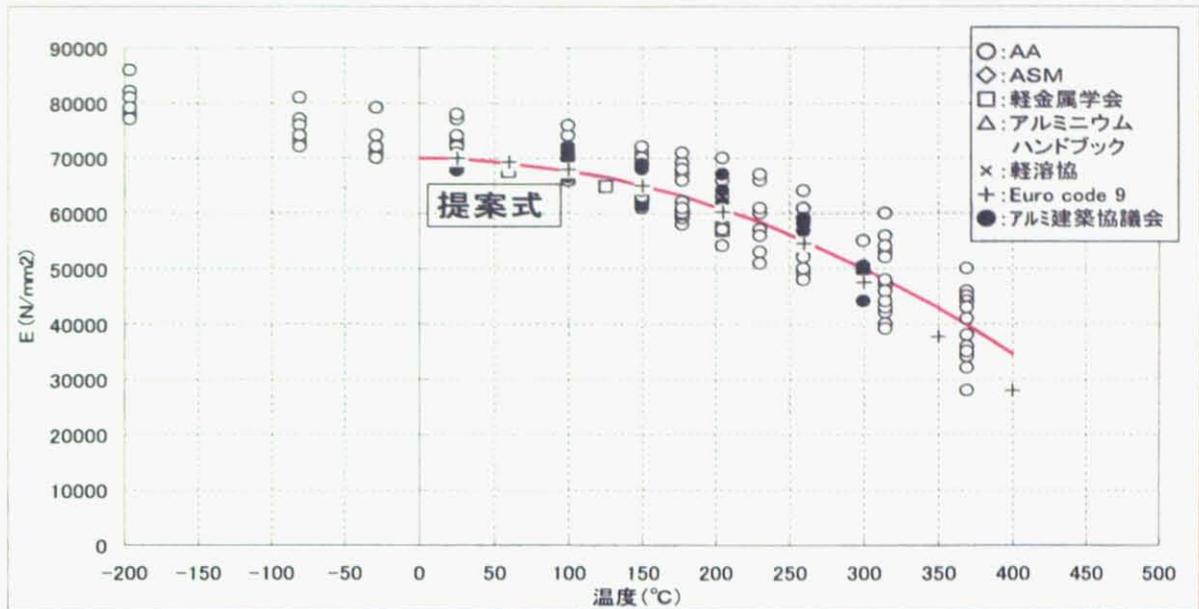


図8 高温時ヤング係数（全データ）

2) 高温時降伏強度の低下率

合金ごとに降伏強度の低下率を以下のように定義する。

$$\begin{aligned} \kappa(T) &= \sigma_{y,T} / \sigma_{y,RT} = 1.0 && (T \leq 100^\circ\text{C}) \\ &= 1.0 - (T-100) / 250 && (100^\circ\text{C} < T \leq 350^\circ\text{C}) \dots\dots (2.1) \end{aligned}$$

ここで、T: 温度 (°C)、 $\sigma_{y,T}$: 高温時の降伏強度、 $\sigma_{y,RT}$: 常温時の降伏強度

但し、一部のH材については、 $\kappa(T)$ を0.6倍した関係を用いる。本例では、3003-H14（水色）、3004-H14（水色）、5052-H34（ピンク）を0.6倍値とする。

図9に定義式と全データを示す。定式化では下限値となることを目標にした。上記3合金は0.6倍式を下回らず、他の合金については100°Cを越す高温については下回らないことが分かる。

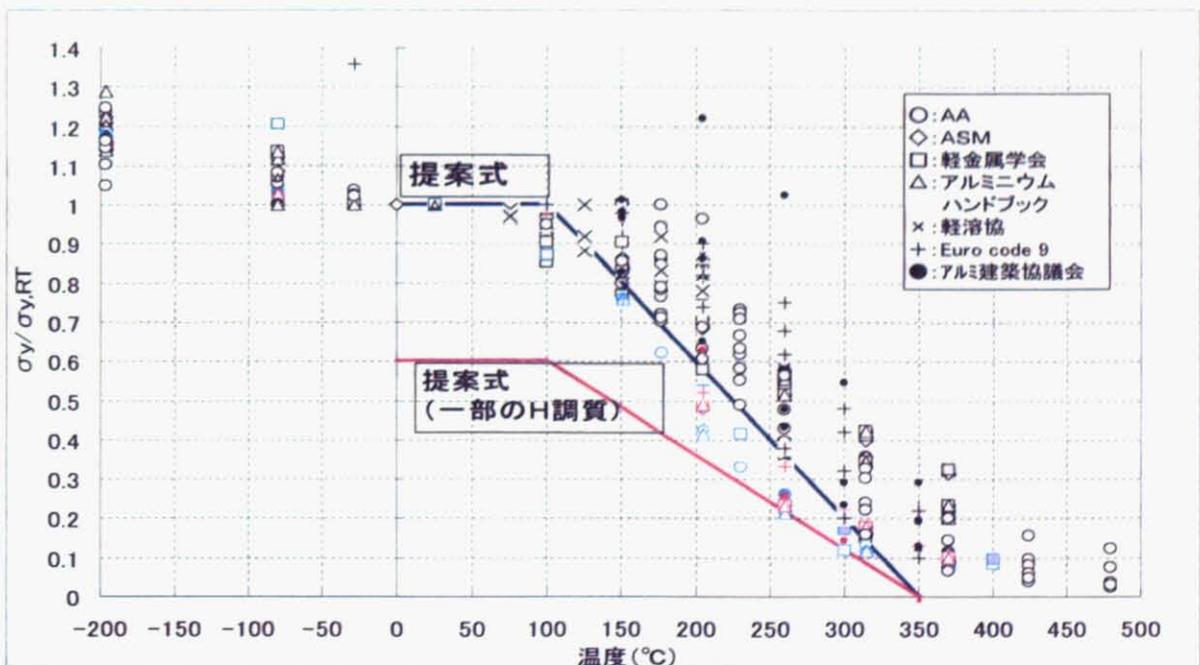


図9 アルミニウム合金の高温時降伏強度低減率

3. アルミニウム合金構造の崩壊温度算定手法^{5) 6) 7)}

本論で主に簡易化を行ったのは以下の2点である。

3.1 温度算定式の簡易化

本論では、柱Mp、梁MpB、柱Nycから温度を算定する式を下式の表現で統一する。

$$T_{cr} = 100 + 250 \times (1 - \sigma^*/S) \dots\dots\dots (3.1)$$

T_{cr} : 部材の崩壊温度

σ^* : 部材の存在応力

S : 部材の各応力状態に応じた係数

部材の応力状態により σ^* と S は変わる。応力状態に応じて図10のように、定式化を行っている。応力状態が異なっても基本的な構成は、(3.1)式を徹底して用いることとした。

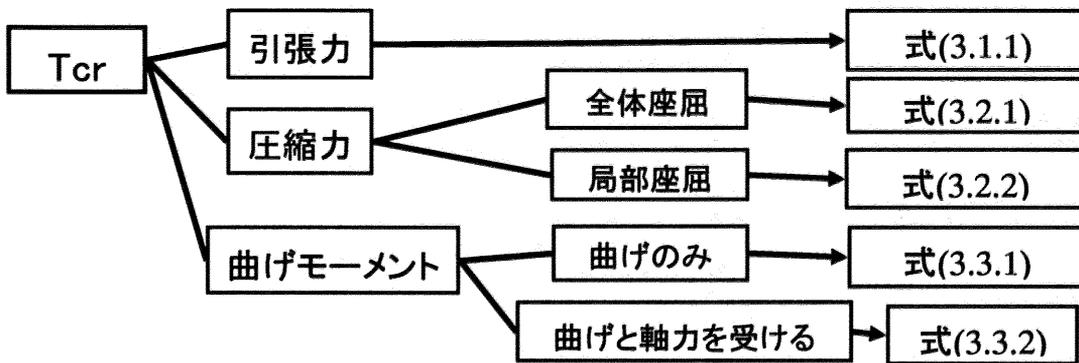


図10 崩壊温度算定式の関係図

各式を以下に示す。式中 T_{cr} は崩壊温度 (°C)、 σ は存在応力度 (N/mm²) を示す。

3.1.1 引張力を受ける部材の崩壊温度

$$T_{cr} = 100 + 250 \times \left(1 - \frac{\sigma}{a}\right) \quad (3.1.1)$$

a : (常温時の) F 値もしくは Fw 値 (N/mm²)

誘導) $\sigma_{y,t} = \sigma_{y,RT} \cdot \kappa(T) \Leftrightarrow \kappa(T) = \sigma_{y,t} / \sigma_{y,RT}$

ここで、 $\sigma_{y,t}$: 高温時における降伏応力度、 $\sigma_{y,RT}$: 常温時における降伏応力度を示す。

$\sigma_{y,t} = \sigma$ とおくと、 $\kappa(T) = \sigma / \sigma_{y,RT}$ から、

式(2.1)の $\kappa(T) = \begin{cases} 1 & (T \leq 100^\circ\text{C}) \\ 1 - (T-100)/250 & (T > 100^\circ\text{C}) \end{cases}$ を用いて、

$$\therefore 1 - (T-100)/250 = \sigma / \sigma_{y,RT}$$

$$\Rightarrow \therefore T_{cr} = 100 + 250(1 - \sigma / \sigma_{y,RT})$$

3.1.2 圧縮力を受ける部材、全体座屈となる場合⁶⁾

$$T_{cr} = 100 + 250 \times \left(1 - \frac{b\sigma}{(c-\lambda) \times 10^2} \right) \quad (3.2.1)$$

λ : 部材の細長比

b, c : 係数 各合金に応じた係数 b, c

誘導) 図 11 は、縦軸を無次元化応力度 $\bar{\sigma}$ ($=\sigma/\sigma_{y,t}$)、横軸を無次元化細長比 $\bar{\lambda}$ ($=\lambda/\Lambda$) で表している。文献 6) の式では、弾性座屈と塑性座屈の境界細長比を $\sigma/\sigma_{y,t}=0.5$ の場合、即ち $\bar{\lambda} = \sqrt{2}$ の時としている。本論においても同様に $\bar{\lambda} = \sqrt{2}$ で分岐することとした。また、本論の評価式は安全率を考慮した式 (図 11 破線) に近似するように定義 (式 3.2.1.1) した。

$$\begin{cases} \bar{\lambda} \leq \sqrt{2} \text{ の場合} & \bar{\sigma} = \frac{17}{15} - \frac{2}{5} \bar{\lambda} \sqrt{2} \\ \bar{\lambda} > \sqrt{2} \text{ の場合} & \bar{\sigma} = \frac{11}{15} - \frac{1}{5} \bar{\lambda} \sqrt{2} \end{cases} \quad (3.2.1.1)$$

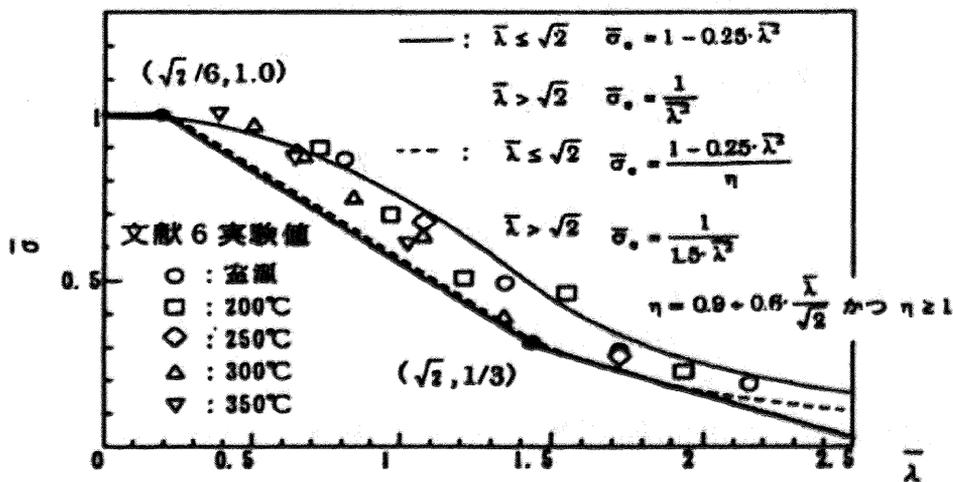


図 11 アルミニウム合金の高温長柱座屈試験結果と評価式

図 11 の折れ線 (式 3.2.1.1) を展開する。

$$\text{式(3.2.1.1)を } \frac{\sigma}{\sigma_{y,t}} = B - C \frac{\lambda}{\Lambda} \text{ とおくと、} \quad \kappa(T) = \frac{\sigma}{\sigma_{RT}} \times \frac{1}{B - C \frac{\lambda}{\Lambda}} \quad (3.2.1.2)$$

式(3.2.1.2)を引張力の場合と同様に(2.1)式を用いて展開すると、

$$T_{cr} = 100 + 250 \left(1 - \frac{\sigma}{\sigma_{RT}} \times \frac{1}{B - C \frac{\lambda}{\Lambda}} \right)$$

となる。

係数 b, c を $b = \Lambda / (C \sigma_{RT}), c = B \Lambda / C$ とすると、式(3.2.1)が得られる。各係数 b, c は実験の A6063-T5 では $\sigma_{RT} = 110, \Lambda = 102, B = 17/15$ 又は $11/15, C = 2\sqrt{2}/15$ 又は $\sqrt{2}/15$ で得られる。

3.1.3 圧縮力を受ける部材、局部座屈となる場合の崩壊温度⁹⁾

$$T_{cr} = 100 + 250 \times \left(1 - \frac{\sigma}{d} \right) \quad (3.2.2)$$

d : 常温時局部座屈後の残余耐力であり、 F 値(F_w 値) $\times p_{max}$

p_{max} : 局部座屈に起因する耐力低下係数

誘導) この高温時局部座屈実験について、局部座屈後の残余耐力に着目して換算応力度 ($\sigma/\sigma_0 \times B/t$) を用いてまとめると一本の曲線に近似可能となった。この曲線は鋼構造耐火設計指針と同じ関係式となった。鋼構造耐火設計指針に示す p_{max} を用い、 F 値が p_{max} 倍低下すると考え、式の展開としては引張力の場合と同様にして(3.2.2)式を導いた。

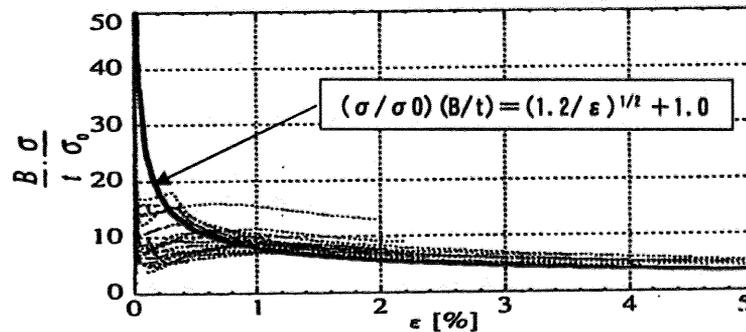


図 12 アルミニウム合金の短柱座屈試験結果と評価式 (H型)

3.1.4 曲げモーメントのみを受ける部材の崩壊温度

$$T_{cr} = 100 + 250 \times \left(1 - \frac{M}{M_{P,RT}} \right) \quad (3.3.1)$$

$M_{P,RT}$: 常温時における全塑性モーメント

M : 梁中間における塑性ヒンジ発生位置での最大曲げモーメントで部材両端の固定度を含んだ下式

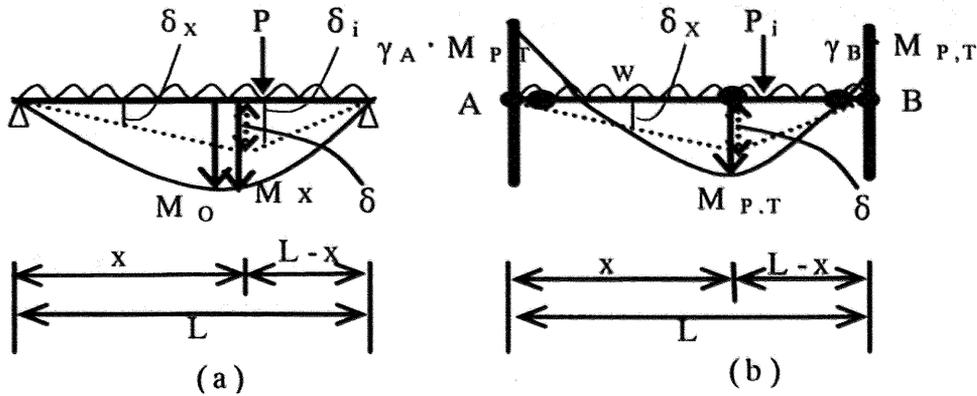
$$M = M_X \frac{\frac{1}{x} + \frac{1}{L-x}}{\left(\frac{1}{x} + \frac{1}{L-x} \right) + \frac{\gamma_A}{x} + \frac{\gamma_B}{L-x}} \quad (3.3.1.1)$$

ここで γ_A, γ_B : 両端の固定度 (剛接合 : 1、ピン接合 : 0)

x : 固定度を考慮した梁での曲げモーメント最大点(塑性ヒンジ発生位置)までの距離

M_X : 塑性ヒンジ発生位置における単純梁上での曲げモーメント L : 部材長さ

誘導) 図 13(a)と(b)に示すように、両端ピン支持の単純梁と端部拘束を考慮した梁を想定する。端部拘束を受ける後者の梁の崩壊型を仮想変位として、仮想仕事の原理をそれぞれの梁に適用する。これから得られる釣合い式は外力仕事と同じであるため、これを等値すると式 (3.3.1.1) が得られる。 $M_{P,T} = M = M_{P,RT} \times \kappa(T)$ の関係から、引張力と同様に(3.3.1)式が導かれる。



δ : 仮想変位 M_0 : 単純梁の最大曲げモーメント
 $M_{P,T}$: 温度 T における全塑性モーメント (= $Z_P \times \sigma_{y,T}$)

図 13 仮想変位と崩壊状態

3.1.5 曲げと軸力を受ける崩壊温度

曲げと軸力を受ける部材の崩壊温度は次式による。

$$T_{cr} = 100 + 250 \times \left(1 - \frac{M}{M_{P,RT}} - f \right) \quad (3.3.2)$$

$M, M_{P,RT}$ は 3-3-1 と同様

f : 軸力に関する項で軸力の種類による。

誘導) 部材の軸力と曲げの関係式を単純化するために、鋼構造限界状態設計規準の曲げ圧縮耐力式を参考に、安全側の仮定として線形関係を用いる。

$$N/N_y + M/M_p = 1.0 \quad (3.3.2.1)$$

この関係式を各状態に用いると f は前述の各軸力の式を代入することとなる。

3.2 簡明な検証のための近似式提案

前節で各部材の簡明な算定式の提案を行った。簡明な検証法にするために、部材から骨組に展開した場合にも単純化した近似式を用いる。以下に外柱の場合の崩壊モード釣り合い式を再掲する。

梁崩壊モード： $ql^2 = 4 M_{pB}$ (1.1)

柱・梁同時崩壊モード： $ql^2 = 4 M_p + 2 M_{pB}$ (1.2)

柱崩壊モード： $P = N_{yc}$ (すなわち $M_p = \text{ゼロ}$) (1.3)

本論では、柱・梁同時崩壊モード式を柱 M_p で近似する。他の式(1.1)(1.3)はそのままとする。

柱・梁同時崩壊モード：(一般階) $ql^2 = 2 \times 4 M_p$ (1.4)

(1.2)式と(1.4)式の崩壊温度を下図に示す。算定にあたり、 M_{pB} 、 M_p は前節の式を用いる。各式では、①常温時の柱耐力/梁耐力 (柱/梁=0.8~2.0)、②梁 M_0 ($q \times (2l)^2/8$) / 柱の常温時耐力 (0.1 と 0.3)、③柱軸力比 p (0~0.6) を変数とした。この範囲は、構造告示と同様に中低層建物で考えられる範囲とした。

両図には、提案式の誤差として-10℃と+30℃を図示した。両図をみて分かるように、-10℃側(危険側評価)となるのは軸力比の小さな場合であり、実際には軸力が小さいため大きな問題はな

いと考える。実際に問題となる軸力比が大きな場合には、提案式は安全側の評価となる。その誤差は、実際の中低層建屋で一般的な軸力比 0.3~0.4 程度で+30℃程度となり、過剰な安全側評価となっていないと考えられる。従って、提案式は近似式として実用上は十分であると考えられる。この柱梁崩壊モードに関する近似式を用いると、崩壊モード各式は梁と柱をそれぞれ計算すればよいことになり、実際に計算する上で簡略化が図れる。

前節の部材式と柱梁崩壊モード近似式を用いることにより、簡明な検証が可能であると考えられる。

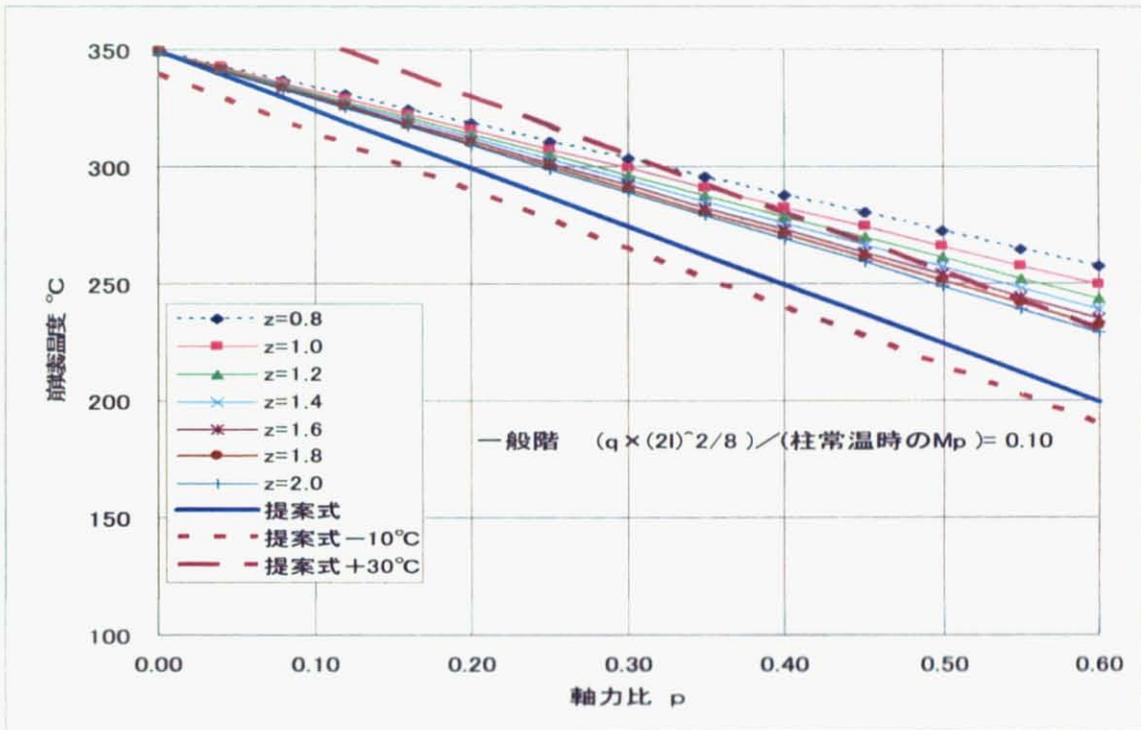


図 14 (1.2)式と(1.4)式の比較 (梁 M_o /柱常温時耐力=0.1)

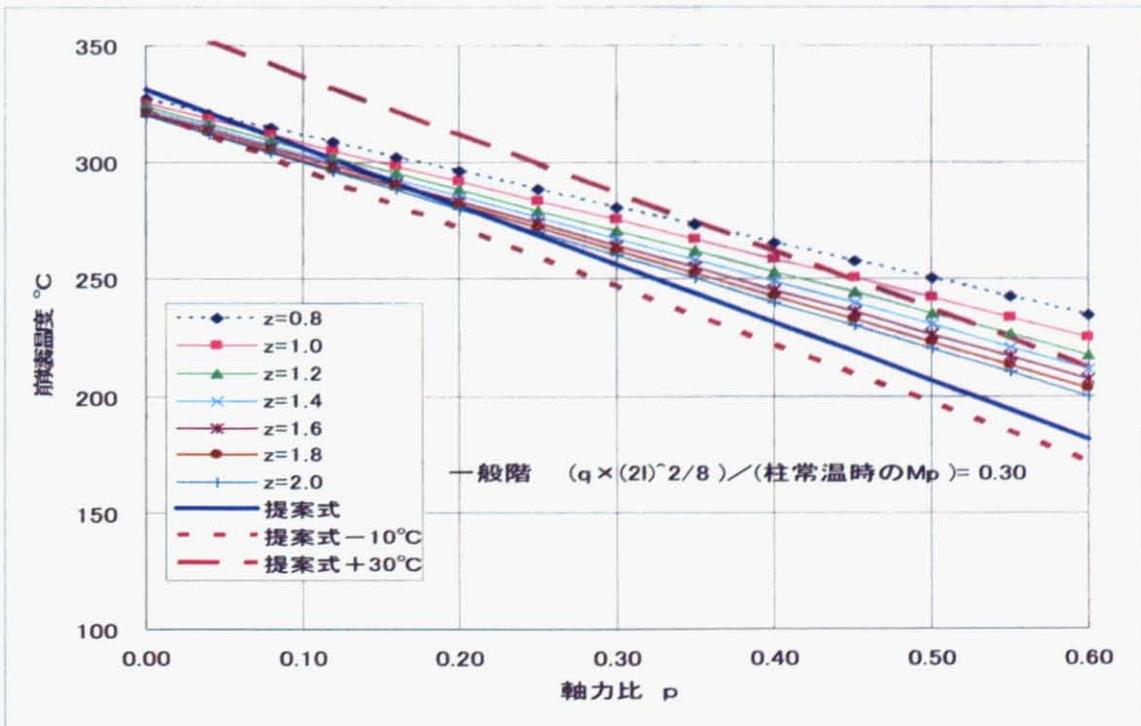


図 15 (1.2)式と(1.4)式の比較 (梁 M_o /柱常温時耐力=0.3)

4. アルミニウム合金構造架構の精算解による限界変形温度⁸⁾⁹⁾

提案手法の比較のために幾何学的非線形を考慮した弾塑性熱応力解析を行う。本解析による解(精算解)では、欧州基準の限界変形量に達した場合を限界変形温度と呼ぶ。以下の知見を得た。

4.1 前提条件の検証

弾塑性熱応力解析自体の妥当性検証として、ステンレス箱形断面柱の高温時局部座屈実験をもとに実験結果と解析値との比較を行い、熱応力解析自体の妥当性を確認した。また、崩壊温度算定的前提条件である「崩壊時に熱応力が無視できる程度まで減少している」ことを示した。

4.2 アルミニウム合金造架構の熱応力弾塑性解析

1スパンラーメン構造と多スパンラーメン構造のアルミニウム合金構造架構の事例について、熱応力弾塑性解析を行った。1スパンラーメンでは300℃を越える温度で梁の崩壊が見られた。多スパンラーメンでは、概ね350℃まで火災加熱を受けても、架構は安定だった。本論による崩壊温度算定手法の妥当性検証に用いる弾塑性解析として十分な結果を得られた。

5. 崩壊温度と限界変形温度との比較

本論の崩壊温度手法と弾塑性解析手法による算定結果の比較検討を行い、以下の知見を得た。

5.1 1スパンラーメン構造物

1スパンラーメン構造事例について比較検証を行った。3階火災の事例を以下に示す。

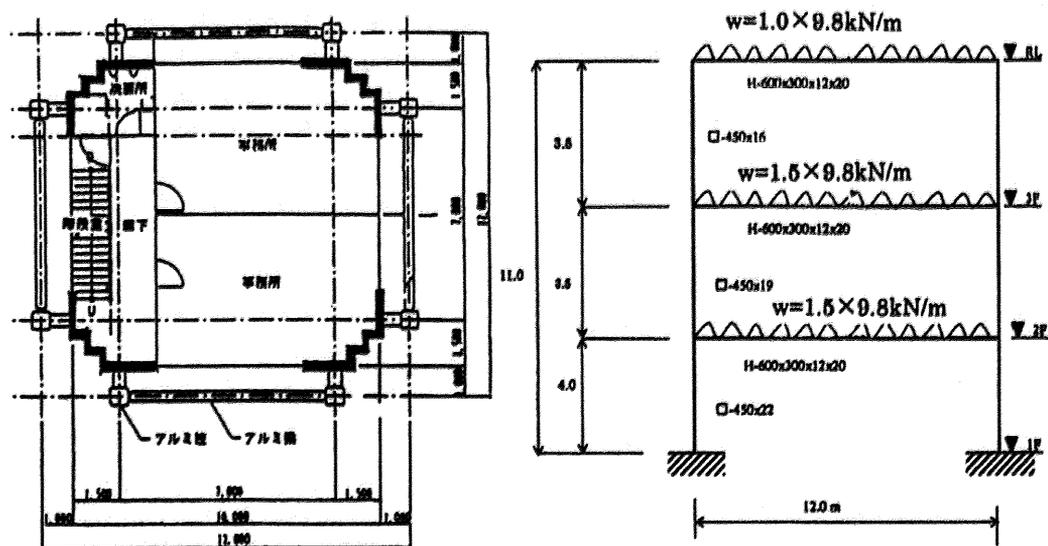


図 16 1スパンラーメン構造物

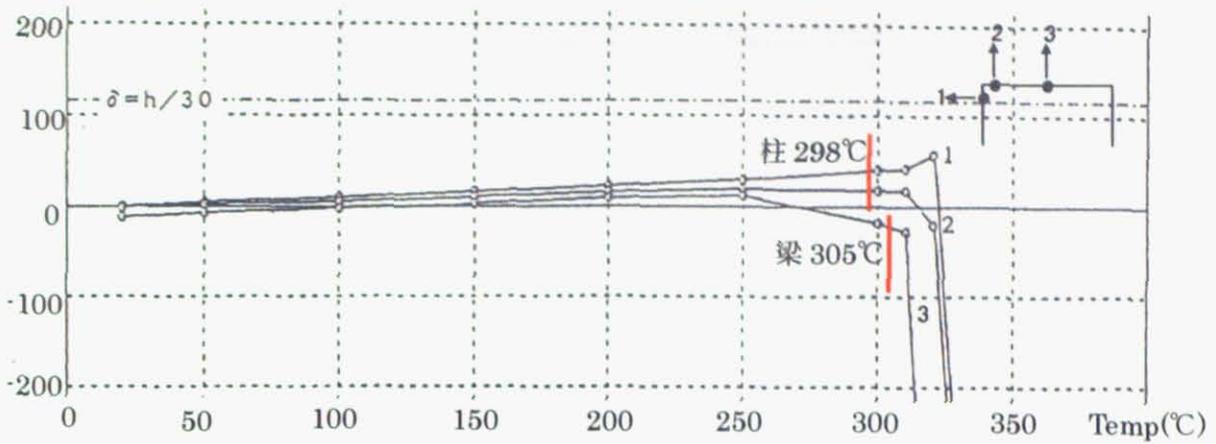


図 17 3階火災の場合の精算解と本手法による解析結果

グラフの線が弾塑性解析結果を、赤線が崩壊温度計算結果を示す。以下のことが言える。

1. 精算解では梁が限界変形に達しており、その温度（限界変形温度）は 320°C 程度である。これに対し、本手法による梁の崩壊温度は、305°C であり、安全側に梁崩壊を起こす点を示すことができた。

2. 柱は、320°C 付近から熱劣化による沈み込みがみられ、この温度が限界変形温度と思われる。

一方、柱の崩壊温度は 298°C であり、安全側に柱崩壊を起こす点を示すことができた。

以上より、梁と柱は共に精算解による崩壊を起こす点（限界変形温度）と本手法による温度（崩壊温度）はほぼ一致しており、十分な妥当性があると考えられる。

5.2 多スパンラーメン構造物

多スパンラーメン構造事例について比較検証を行った。3通り1階火災の場合を以下に示す。

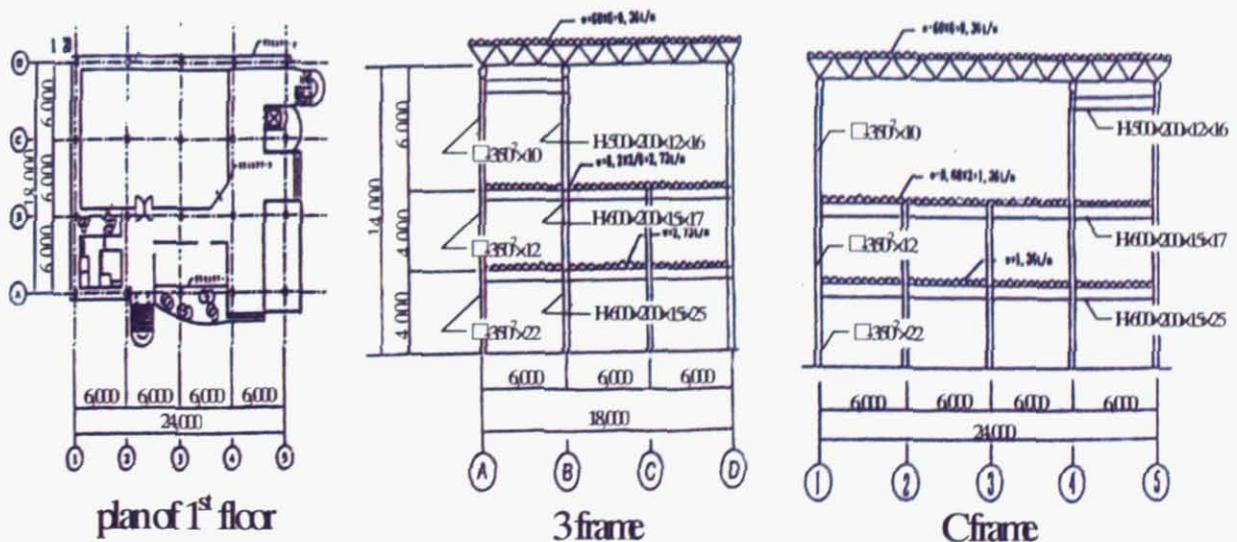


図 18 多スパンラーメン構造物

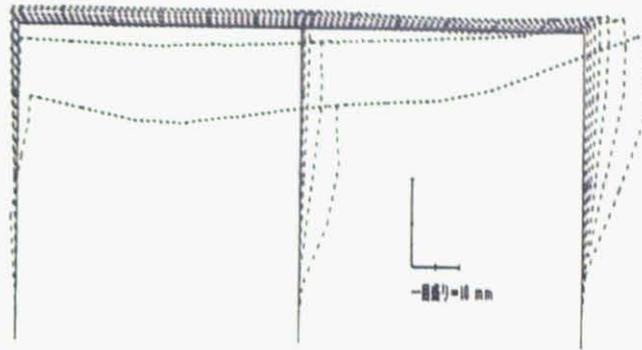


図 19 3通り1階火災時解析結果

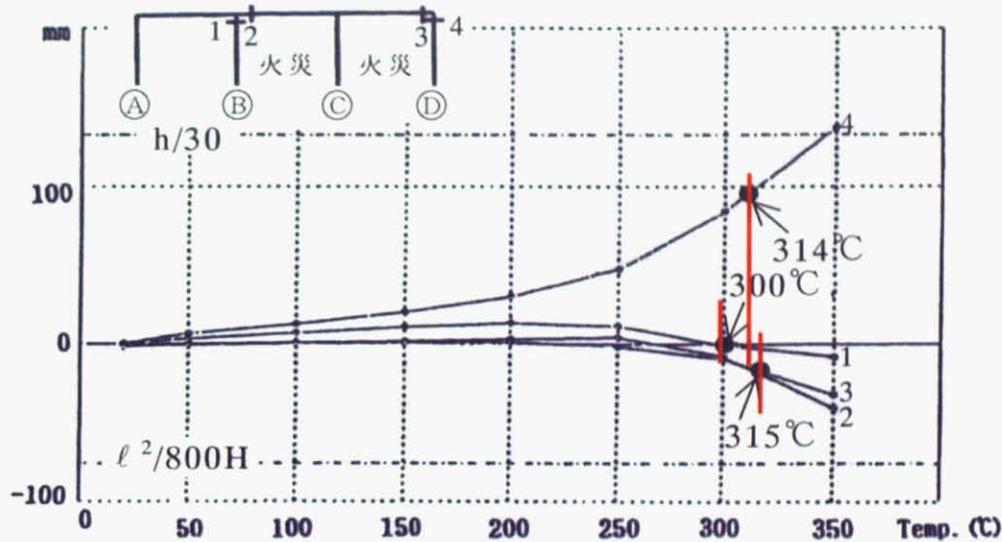


図 20 3通り1階火災時の精算解と本手法による解

グラフの線が弾塑性解析結果を、赤線が崩壊温度算定結果を示す。以下のことが言える。

1. 精算解では梁は 350°C に至るまで限界変形に達していないので、限界変形温度としては 350°C 以上となる。また、たわみが進みはじめる点の温度は 300°C 付近である。これに対し、本手法による梁の崩壊温度は、315°C である。崩壊温度は安全側に限界変形温度を示すことができた。また、梁崩壊の予兆ともいえるべき 300°C 付近以上で崩壊温度を示すことができたことは、過度に安全側の評価になっていないと考えられる。
2. 精算解では柱は 350°C でようやく限界変形程度まで達しており、350°C では柱が縮みこむ変形がみられたため、350°C で限界変形温度に達したと考えてよいと思われる。また、この縮込みが始まる温度は 300°C 付近と考えられる。また本手法による柱の崩壊温度は 314°C となった。結果として、崩壊温度は安全側に限界変形温度を示すことができた。また、柱崩壊の予兆ともいえるべき 300°C 付近以上で崩壊温度を示すことができたことは、過度に安全側の評価になっていないと考えられる。

以上より、柱梁共に、精算解での崩壊を起こす点（限界変形温度）は 350°C 以上であった。本手法による崩壊温度は 350°C を下回る結果となり、安全側に評価できた。崩壊温度は精算解で見られた崩壊の予兆と思われる温度 300°C 付近以上であり、本手法による崩壊温度は過度に安全側の評価になっていないと考えられ、十分な妥当性があると考えられる。

6. 総括

本研究は、検証の多大な時間浪費を解決するために簡潔に行うことを中心に考えた検証法の提案を行う。つまり、アルミニウム合金構造の簡単明瞭な耐火性検証に資するため、アルミニウム合金構造の崩壊温度を単純な文字式で算定する方法を構築することを本論の目的としている。

以下のように、アルミニウム合金構造の崩壊温度算定方法の提案と検証を行った。

- i) 高温特性のうち、崩壊温度算定に必要な高温降伏強度・高温ヤング係数についてまとめた。高温降伏強度についてはすべて2直線で定義するとし、ヤング係数については合金種を問わずすべて同様な高温特性で代表できることを示した。
- ii) 単純な文字式による崩壊温度算定式の提案を行った。提案は、以下の2点である。
 - ・各応力状態での崩壊温度を算定する式（崩壊温度算定式）を単純な文字式とした。
 - ・崩壊モードによる釣合い式のうち柱梁崩壊モード式を柱耐力のみによる近似式とした。各崩壊モードは梁か柱のいずれかで表現でき、梁・柱は単独で算定できる。この提案により手計算で簡易に崩壊温度が算定できる。
また、この算定式を用いて架構の崩壊温度算定を行い、計算事例を示した。
- iii) 崩壊温度による耐火検証では変形量の把握ができない。精査には、幾何学的非線形を考慮した静的弾塑性熱応力解析を行う必要がある。本論の崩壊温度算定手法を検証するため、同じ計算事例に弾塑性解析を行う。弾塑性解析が工学的に遜色ない方法であることを示した上で解析を行った。解析では、崩壊温度算定の前提条件である崩壊付近での熱応力の消滅を示すことができ、基本的な前提条件の整理も行えた。その上で、同事例の計算結果を示した。
- iv) 同じ計算事例について、本論提案手法と弾塑性解析による精算解との比較検証を行う。本論による崩壊温度は、精算解による崩壊もしくは崩壊の前兆と思われる温度を指し示すことができ、本論の妥当性を確認した。

本研究により、アルミニウム合金構造物の崩壊温度算定を簡便に行うことができ、工学的信頼性をもった耐火性検証が素早く行うことが可能となった。

●参考文献

- 1)アルミニウム建築構造協議会他：「アルミニウム合金造技術基準解説及び設計・計算例」、H15.5
- 2)アルミニウム建築構造協議会：「アルミニウム建築構造物の耐火設計規準(案)」、H11.1
- 3)(社)軽金属協会：「アルミニウムハンドブック（第4版）」、1990
- 4)日本機械学会：「技術資料 金属材料の弾性係数」p165、1980
- 5)森 洋一、小野徹郎 他：アルミニウム合金を用いた建築構造に関する研究（その 34） アルミニウム合金部材の高温耐火特性 その1、日本建築学会大会梗概集、pp.1005-1006、2000.
- 6)堀川達弥、小野徹郎 他：アルミニウム合金を用いた建築構造に関する研究（その 22） 建築構造部材としてのアルミニウム合金圧縮部材の高温強度特性、日本建築学会大会梗概集、pp.711-712、1998.
- 7)日本建築学会：「鋼構造耐火設計指針」、1999
- 8)林恵群、倉本真介、周哲民、染谷朝幸、浅野雅男、飯島俊比古、上杉英樹：「アルミニウム合金を用いた骨組架構の火災時における応力変形解析（その1）」、構造工学論文集 vol41B、1995.3
- 9) H.Uesugi, T.Someya, H.Saito, N.Nakamura and A.Kodaira : Computer modeling of fire engineering design for high rise steel structure, '93 Asian fire seminar, p.21-32
- 10)Н. И. Зенков : О Прочности Строительных Сталей при Высоких Температурах Промышленное Строительство No.11 ,1958

The Study for evaluation method based on ultimate temperature of aluminum alloy structure exposed to fire

Tomoyuki SOMEYA

1. Introduction

1.1 Introduction and purpose

The aluminum alloys have many excellent properties but have some weak points. Particularly, the estimation of fire resistance is an important weak point, because it is necessary for the aluminum alloy structure to resist to elevated temperature, when a fire breaks out.

Development of recent fire engineering has made it possible to estimate fire resistance capacity of structures including aluminum alloy ones. It become easy to calculate behavior of structures exposed to fire using computer but much time is required for work of analysis [8,9] or study [2].

This paper presents a simplified evaluation method based on ultimate temperature of structure, to shorten studying time. The evaluation method is composed by simplified formulas. (§3) These formulas are based on simplified mechanical properties of materials at elevated temperature. This paper presents these properties for various aluminum alloys. (§2) The validity of the evaluation method is recognized by the comparison with detailed computational method. (§4, §5)

1.2 Ultimate temperature of structure exposed to fire

In fire, the fire exposed beam expands and curves fire exposed column. These fire exposed members deteriorate by fire exposure. (See Fig.1) The thermal stress of structures exposed to fire appears at first time in fire, but the thermal stress disappears at ultimate state by fire exposed member deterioration. This phenomenon is shown in Fig.2. This figure is the result of thermal plastic analysis by computing model.

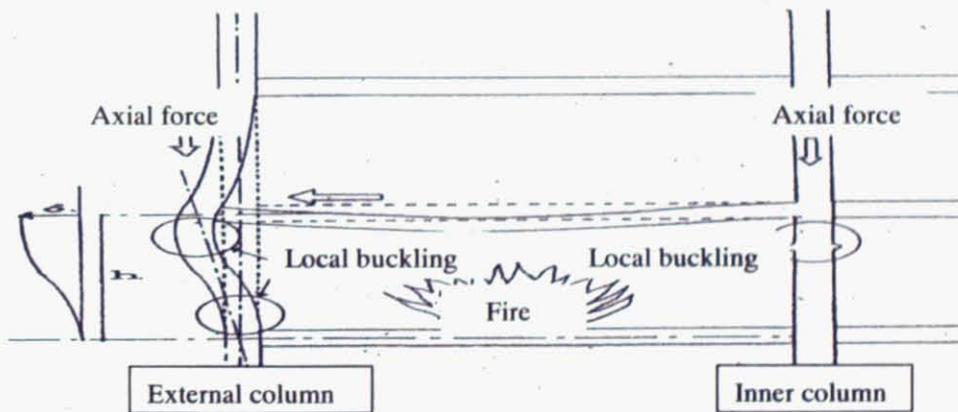
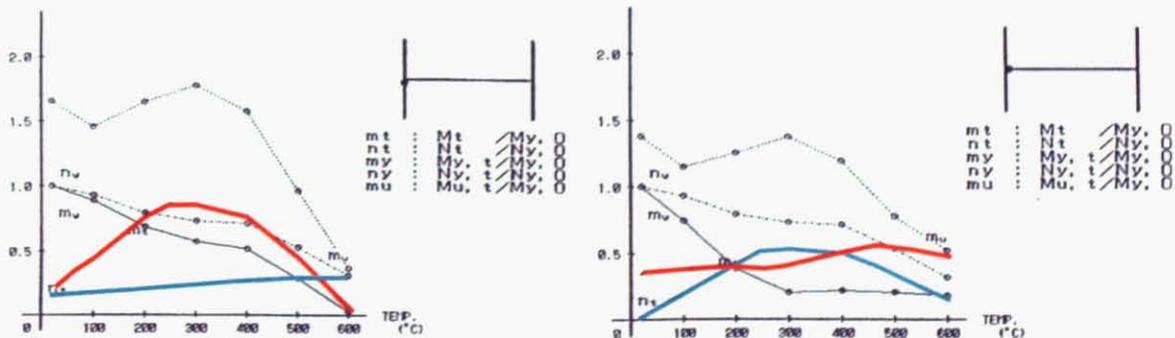


Fig 1 Behavior of Structure in fire



Column top (Red line : bending moment, Green line : axial force) Beam end
Fig 2 Process of bending moment and axial force of fire exposed member

The process to collapse of a frame is shown in fig 3. This figure is two case of collapse, one is at room temperature and the other is at elevated temperature. At room temperature, collapse state is presented by safety factor " α ". At elevated temperature, collapse state is occurred by fire exposed member deterioration. Therefore, collapse of structure in fire is decided by temperature.

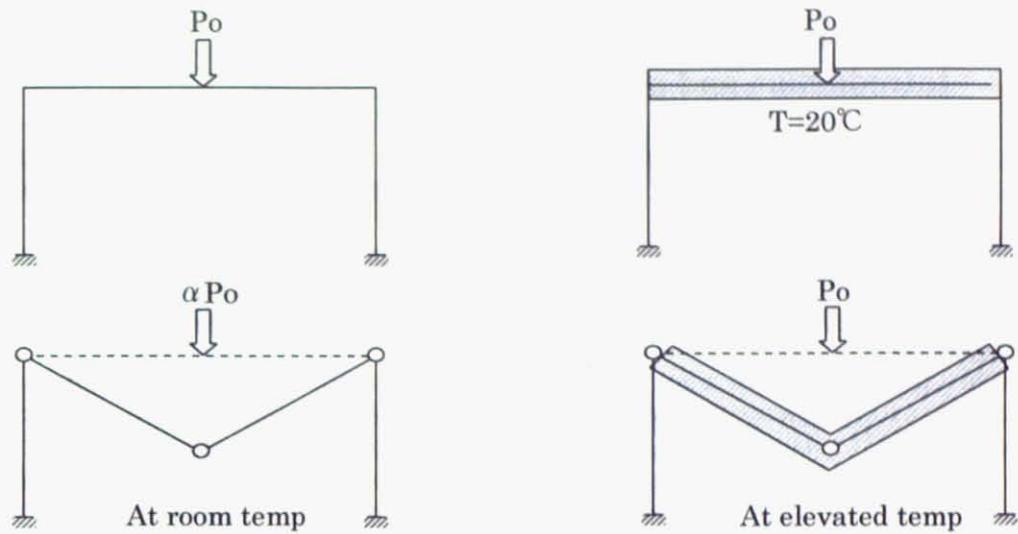


Fig 3 process of collapse (room temperature, elevated temperature)

Fig 4 is another presentation of these process described by force-deformation relation. Fig 5 is ultimate state at elevated temperature. This figure is described by the relation of yield stress reduction and temperature. In order to present simplified evaluation, it is recognized that the relation of yield stress reduction and temperature must be presented by simple formula. This is presented at § 2.

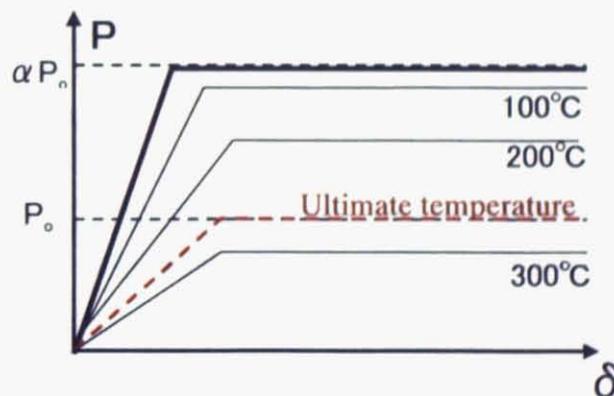


Fig 4 process of collapse (described by the relation of force and deformation)

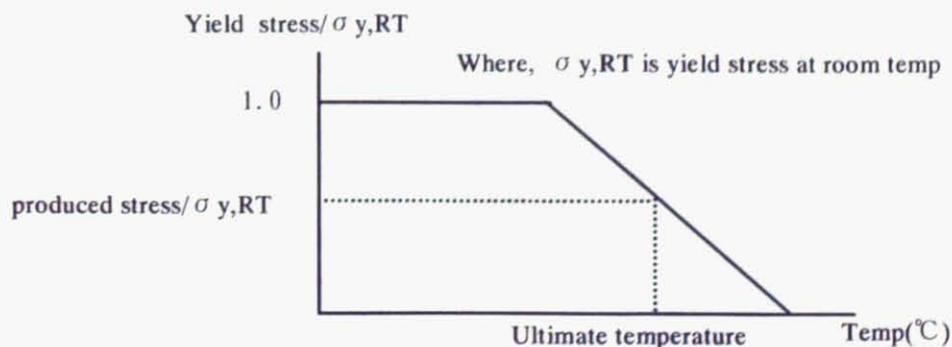


Fig5 process of collapse (by the relation of yield stress reduction and temperature)

The beginning of calculation for ultimate temperature of structure is equilibrium relation of collapse state [7]. In this equilibrium relation, the relation of yield stress reduction and temperature is included. Therefore, ultimate temperature is given by developing equilibrium relation by temperature.

Equilibrium relations of external column frame collapse state (are shown by Fig 6,7) are presented by formula (1.1) ~ (1.3) .

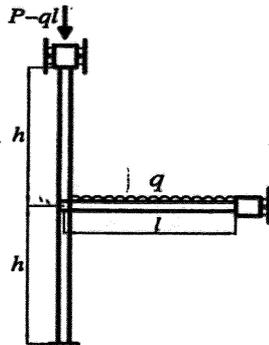


Fig 6 External column frame

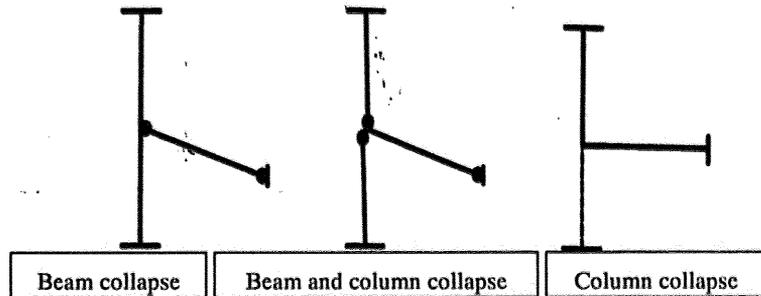


Fig 7 Collapse mode of external column frame

Beam collapse mode : $ql^2 = 4 M_p B$ (1.1)

Column and beam collapse mode : $ql^2 = 4 M_p + 2 M_p B$ (1.2)

Column collapse mode : $P = N_{yc} (M_p = \text{Zero})$ (1.3)

In Formula(1.1) ~ (1.3), M_p is plastic moment of column considered axial force of column, $M_p B$ is plastic moment of beam, N_{yc} is yield axial force of column. These factors are composed by the relation of yield stress reduction and temperature. In formula (1.2), two different factors exist.

In order to present simplified evaluation, simple expression of formula (1.2) is necessary. In this paper, formula (1.2) is defined by one factor M_p . This simplification is not correct formula, but good agreement is recognized. This approximation is effective for simplification. (§ 3)

It is impossible to calculate deformation of frame in fire by using ultimate temperature method. The reason is that ultimate temperature method is composed by only force. In this paper, for estimating deformation, computing thermal plastic analysis is carried out. At this analysis, critical temperature is used for criteria of collapse. This temperature means the temperature reached at critical deformation defined by ECCS-TC3. For the validity of the evaluation method, the result of critical temperature by computing analysis is compared with the result of ultimate temperature by easy calculation. Good agreement is recognized for the result of two methods. (§ 4, § 5)

2. Mechanical properties at elevated temperature of aluminum alloy

In order to present simplified evaluation, simplified relation of yield stress reduction and temperature is important. For evaluating buckling, simplification of modulus of elasticity at elevated temperature is also important.

This paper presents these properties for various aluminum alloys (17 kind typical alloys) .

1) Modulus of elasticity at elevated temperature

Modulus of elasticity at elevated temperature is defined by following for all kind of alloys.

$$E_T = E_{RT} \times (1 - T^2 \times 10^{-5.5}) \dots \dots (2.2)$$

Where, T is temperature($^{\circ}C$), E_T is modulus of elasticity at elevated temperature(N/mm^2) , E_{RT} is modulus of elasticity at room temperature($= 700000 N/mm^2$).

Modulus of elasticity of 17 kind alloys and formula (2.2) are plotted at Fig8. Formula (2.2) is suggested as average relation of these data [1-4]. An application of average relation is used at steel structures [7], it is considered as similar metal.

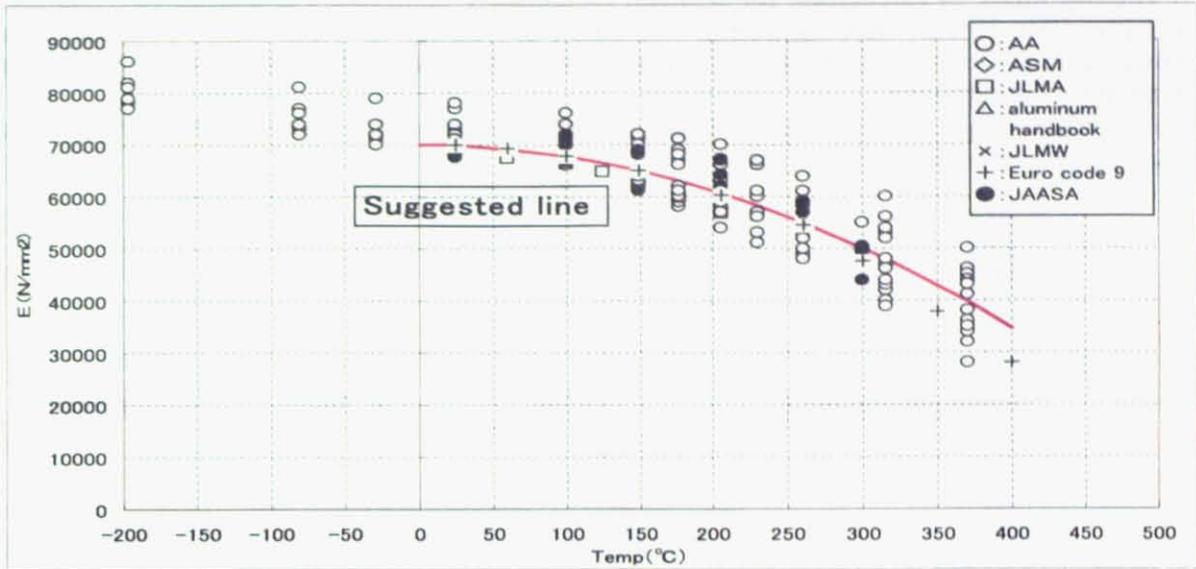


Fig8 Modulus of elasticity at elevated temperature

2) Yield stress reduction-temperature relationship at elevated temperature

A Yield stress reduction-temperature relationship ($\kappa(T)$) at elevated temperature is defined by following formula for each kind of alloys [10].

$$\begin{aligned} \kappa(T) &= \sigma_{y,T} / \sigma_{y,RT} = 1.0 && (T \leq 100^\circ\text{C}) \\ &= 1.0 - (T - 100) / 250 && (100^\circ\text{C} < T \leq 350^\circ\text{C}) \end{aligned} \quad (2.1)$$

Where, T is temperature(°C), $\sigma_{y,T}$ is yield stress at elevated temperature (N/mm²), $\sigma_{y,RT}$ is yield stress at room temperature. For part of temper type H, $\kappa(T)$ is changed to "0.6 × $\kappa(T)$ ".

In this paper, 3003-H14(light blue plot), 3004-H14(light blue plot), 5052-H34(pink plot) are necessary to change to "0.6 × $\kappa(T)$ ". All data and formula (2.1) are plotted at Fig 9. Formula (2.1) is suggested as lowest relation of these data. It is recognized that fore 3 materials do not fall below pink line (defined line) and other materials do not too.

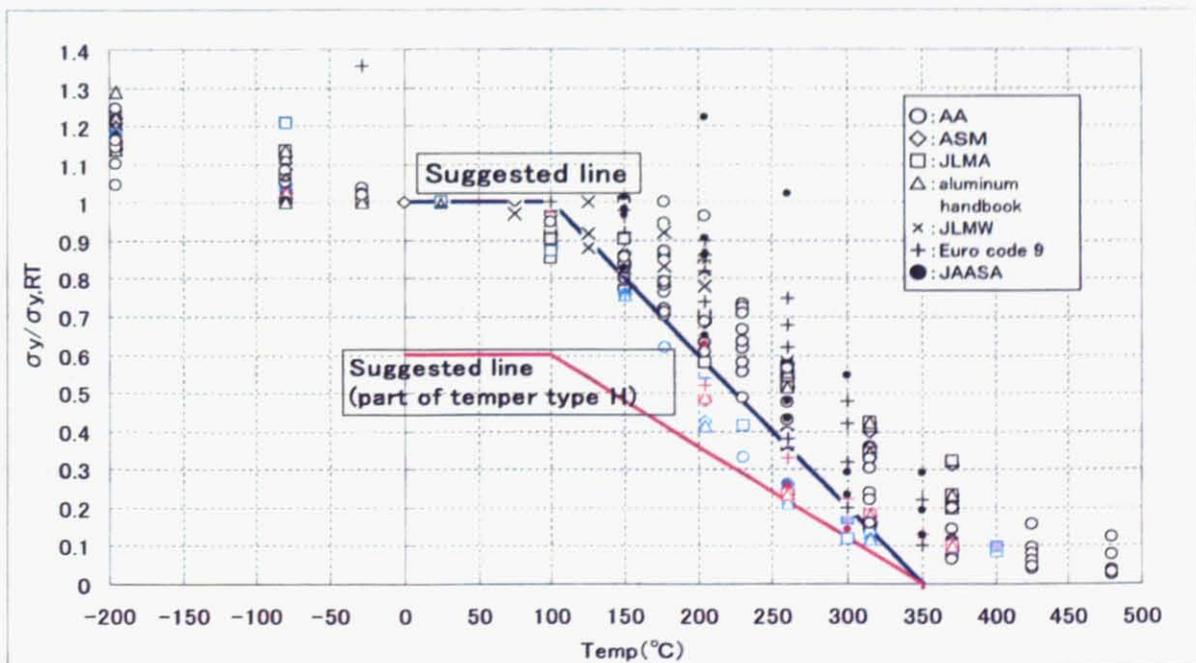


Fig 9 Yield stress reduction-temperature relationship at elevated temperature

3. Procedure of ultimate temperature evaluation method

In this paper, following two parts are effort of simplification.

3.1 Simplification of formula

The ultimate temperature of member is influenced by stress condition. In this paper, ultimate temperature of member is given by equation (3.1) for each stress condition and for each member.

$$T_{cr} = 100 + 250 \times (1 - \sigma^*/S) \dots\dots\dots(3.1)$$

Where, T_{cr} is ultimate temperature of member, σ^* is produced stress, and S is coefficient for each stress condition.

For each stress condition, following five pattern formulas are prepared.

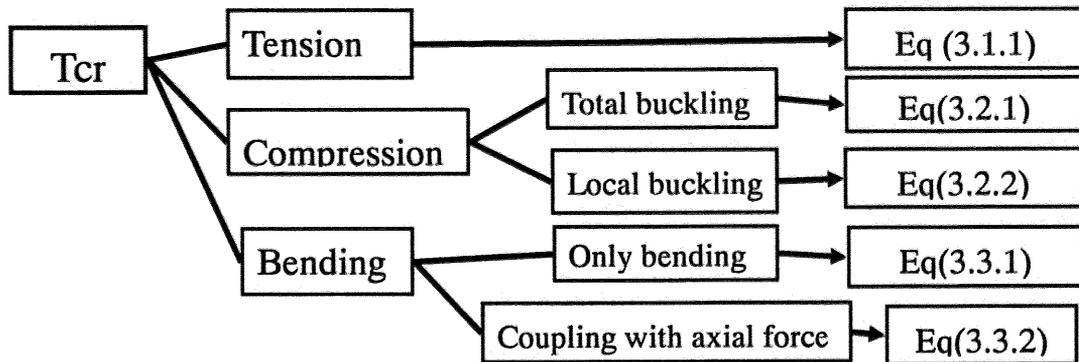


Fig10 ultimate temperature equations for each stress condition

3.1.1 Ultimate temperature of tension member

Ultimate temperature of member under tensile stress is given by equation (3.1.1).

$$T_{cr} = 100 + 250 \times (1 - \sigma / a) \dots\dots\dots(3.1.1)$$

Where, T_{cr} is ultimate temperature of member, σ is produced stress (N/mm^2), S in Eq(3.1) is "a" (= yield stress at room temperature). In this paper, "a" means reference strength "F" (N/mm^2) defined by law. Eq (3.1.1) is introduced from development of stress reducing equation (3.1.2). In Eq(3.1.2), $\sigma_{y,t}$ is yield stress at elevated temperature and $\sigma_{y,RT}$ means "F".

When $\sigma_{y,t} = \sigma$ (produced stress) , Eq(3.1.1) is given by using relation of $\kappa(T)$ (=Eq(2.1)).

$$\sigma_{y,t} = \sigma_{y,RT} \cdot \kappa(T) \dots\dots\dots(3.1.2)$$

3.1.2.1 Compression member for the case of total buckling

Ultimate temperature of member at the case of total buckling is given by Eq (3.2.1).

$$T_{cr} = 100 + 250 \times \{1 - b \sigma / (c - \lambda) \times 10^{-2}\} \dots\dots\dots(3.2.1)$$

Where, T_{cr} is ultimate temperature of member, σ is produced stress (N/mm^2), λ is slenderness ratio of member, and b, c is coefficient at the total buckling.

Experimental value of load bearing test for buckling at elevated temperature shown in ref[6] and evaluation equation from experiment are shown in Fig 11. In this figure, the dashed line shown in ref [6] is evaluation equation considered the safety factor of ref [1], and is

evaluated on the safe side about experimental value. In this paper, the wide line defined by Eq(3.2.1.1) is used as objectives of evaluation method.

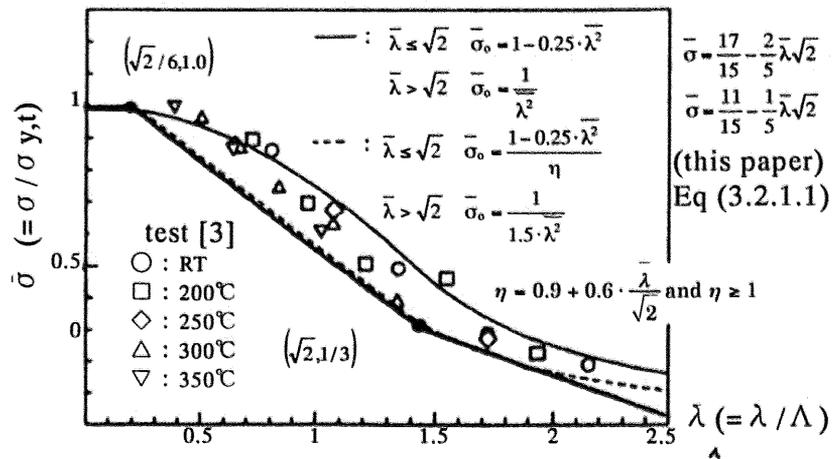


Fig11 result of test [6] and evaluation equation

$$\text{If } \lambda \leq \sqrt{2}, \quad \bar{\sigma} = 17/15 - 2/5 \bar{\lambda} \sqrt{2}$$

$$\text{If } \lambda > \sqrt{2}, \quad \bar{\sigma} = 11/15 - 1/5 \bar{\lambda} \sqrt{2} \quad \dots (3.2.1.1)$$

3.1.2.2 Compression member for the case of local buckling

Ultimate temperature of member at the case of local buckling is given by Eq (3.2.2).

$$T_{cr} = 100 + 250 \times (1 - \sigma / d) \quad \dots \dots \dots (3.2.2)$$

Where, T_{cr} is ultimate temperature of member, σ is produced stress. "d" means residual strength after local buckling composed by "Fxp". "F" is reference strength defined by law, "p" is reduction factor of residual strength. This factor is obtained by approximation of experiment.

Result of experiment of load bearing test for local buckling at elevated temperature shown in ref [5] and evaluation equation based on experiment are shown in Fig 12. In this figure, the narrow line shows the result of experiment considered the adjust stress $(\sigma / \sigma_0 \times B_f / t_f)$ shown in ref [7] in which σ_0 is tensile stress against strain. The wide line is evaluation relation and same as one shown in ref [7], therefore coefficient at the local buckling of evaluation method is same value of ref [7].

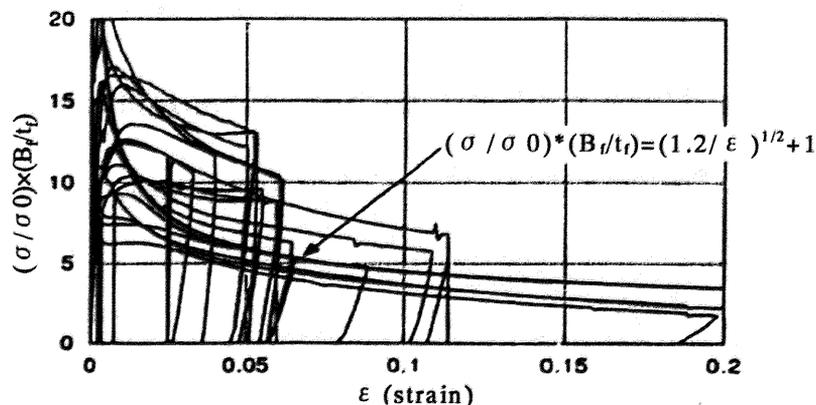


Fig12 result of local buckling test[5] (H shape)

3.1.3.1 Ultimate temperature of only bending member

Ultimate temperature of member under only bending moment is given by Eq (3.3.1).

$$T_{cr} = 100 + 250 \times (1 - M / M_{p,RT}) \dots \dots \dots (3.3.1)$$

Where, T_{cr} is ultimate temperature, $M_{p,RT}$ is ultimate bending moment at room temperature, M is bending moment due to vertical load considering end restraint condition.

$$M = M_x \frac{\frac{1}{x} + \frac{1}{L-x}}{\left(\frac{1}{x} + \frac{1}{L-x}\right) + \frac{\gamma_A}{x} + \frac{\gamma_B}{L-x}} \dots \dots \dots (3.3.1.1)$$

Where, γ_A and γ_B are end restraint condition of member (rigid;1,free;0), M_x is bending moment at point x , L is length of member, x is length to the point which is given by $dM/dx = 0$ at Fig 13 (b).

It can be considered that at the elevated temperature on condition of ultimate state reduction ratio of stress (σ / σ_{RT}) is equal evaluation to the reduction of bending moment ($M / M_{p,RT}$) in the case of member restrained about lateral buckling. For use of this and Eq (3.1), Eq (3.3.1) is introduced.

In Eq(3.3.1.1), M is solved by principle of virtual work shown in Fig 13 ,where δ is virtual deformation and w or P is real load. Applying principle of virtual work to Fig 13 (a) and (b), following equation is introduced.

$$\int w dx dx + \sum P_i dx = M_x \{d/x + d/(L-x)\}$$

By substituting M for $M_{p,t}$ (t means at that temperature), following equation is developed.

$$\int w dx dx + \sum P_i dx = \gamma_A \times M_{p,t} + M_{p,t} \{d/x + d/(L-x)\} + \gamma_B \times M_{p,t} \times d/(L-x)$$

Arranging this equation, Eq (3.3.1.1) is given.

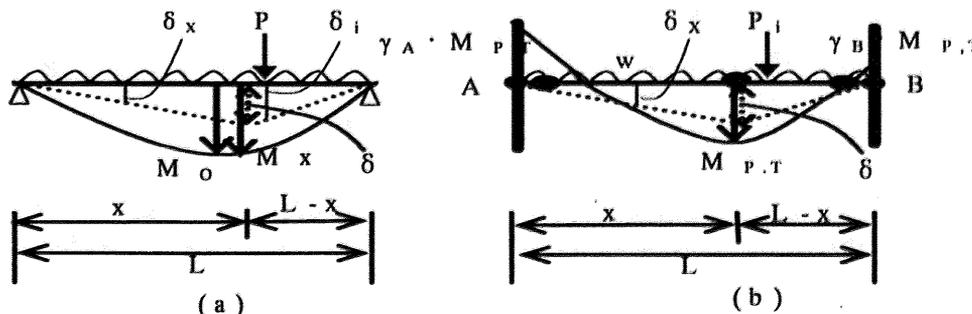


Fig13 Principle of virtual work

3.1.3.2 Ultimate temperature of bending and axial member

In the case of coupling with axial force, evaluation equation is given by Eq (3.3.2).

$$T_{cr} = 100 + 250 \times (1 - M / M_{p,RT} - f) \dots \dots \dots (3.3.2)$$

Where, f is axial force ratio and others are same relation of Eq (3.3.1).

i) tensile axial force; use following equation.

$$T_{cr} = 100 + 250 \times (1 - M / M_{p,RT} - \sigma / a)$$

ii) compressive axial force; use small one in following two equations.

$$T_{cr} = 100 + 250 \times (1 - M / M_{p,RT} - b \sigma / (c - \lambda) \times 10^{-2})$$

$$T_{cr} = 100 + 250 \times (1 - M / M_{p,RT} - \sigma / d)$$

3.2 Approximation for simplified evaluation

For explanation of approximation, following equilibrium relations is described again. This relation is external column frame collapse state (are shown by Fig 6, 7).

$$\text{Beam collapse mode : } ql^2 = 4 M_p B \quad \dots \dots \dots (1.1)$$

$$\text{Column and beam collapse mode : } ql^2 = 4 M_p + 2 M_p B \quad \dots \dots \dots (1.2)$$

$$\text{Column collapse mode : } P = N_{yc} \quad (M_p = \text{Zero}) \quad \dots \dots \dots (1.3)$$

In this paper, following relation is defined for column and beam collapse mode

$$\text{Column and beam collapse mode (general floor) : } ql^2 = 2 \times 4 M_p \quad \dots \dots \dots (1.4)$$

Fig14, 15 are plot of Eq (1.2) and (1.4). In figure, parameters are changed and are following points.

- i) z : "z" is column/beam plastic moment ratio at room temperature (0.8~2.0)
- ii) Mo/Mp,RT : "Mo" is $q \times (2l)^2 / 8$, "Mp,RT" is column plastic moment at room temp (0.1, 0.3)
- iii) axial ratio p : "p" is column axial force/column yield axial force at room temp (0~0.6)

Good agreement is recognized. This approximation is effective for a simplified evaluation.

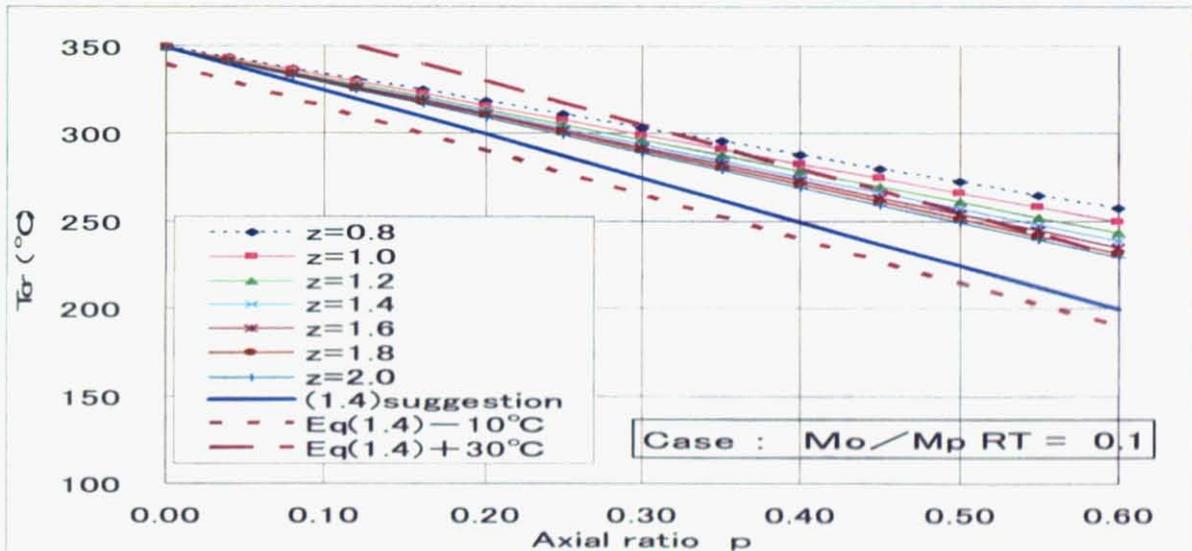


Fig14 comparison Eq (1.2) and Eq(1.4) (Mo/Mp,RT =0.1)

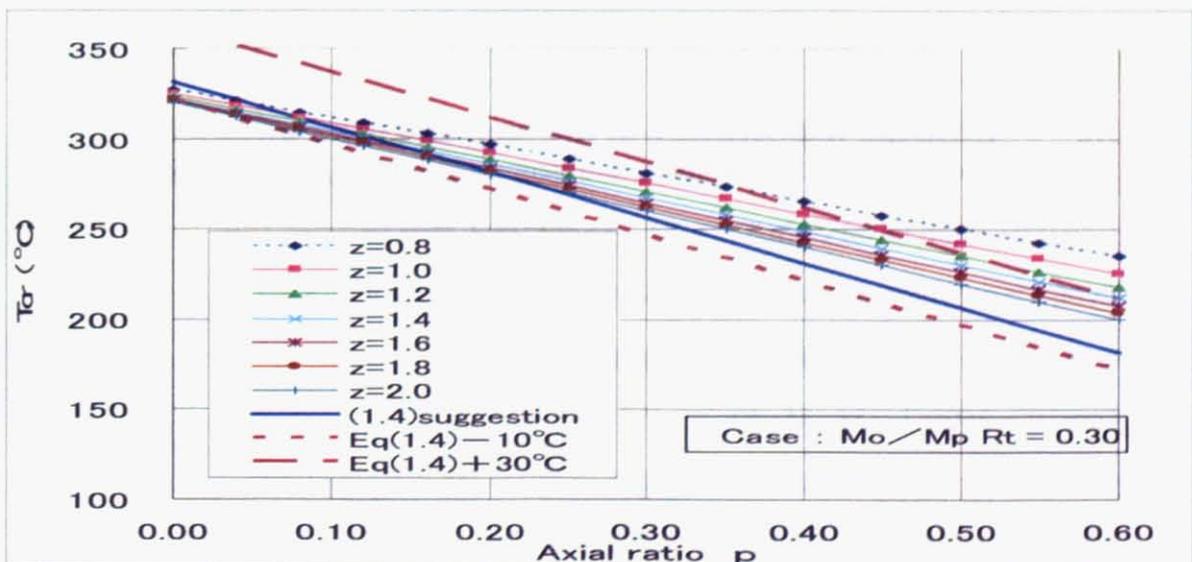


Fig15 comparison Eq (1.2) and Eq(1.4) (Mo/Mp,RT =0.3)

4. Critical temperature of aluminum alloy structure by computing analysis

For estimating deformation, computing thermal plastic analysis is carried out [8-9]. Following points are recognized.

4.1 Confirmation of prerequisite condition

Adequacy of analysis is found out by comparison with experiment and analysis of experiment. The prerequisite condition of calculation of ultimate temperature is disappearance at ultimate state by fire exposure member deterioration. This phenomenon is recognized by the result of thermal plastic analysis by computing model (Fig 2).

4.2 Thermal plastic analysis of aluminum alloy structures

Thermal plastic analysis is carried out for two type structures. Critical temperature of both structures reach at 350°C.

5. Comparison between computational analysis and evaluation method

For the validity of the evaluation method, the result of critical temperature by computing analysis is compared with the result of ultimate temperature by this paper. Following points are recognized.

5.1 Example 1

Both analyses are carried out for example 1. The results of deformation at 3rd floor in fire are shown in following figure. In fig 17, continuous lines are the result by computational method and "○○○" is the result of this evaluation method. At the ultimate point of member, in which deformation is the rapidly developed in the figure, the results of computational analysis coincide fairly well with those of evaluation method.

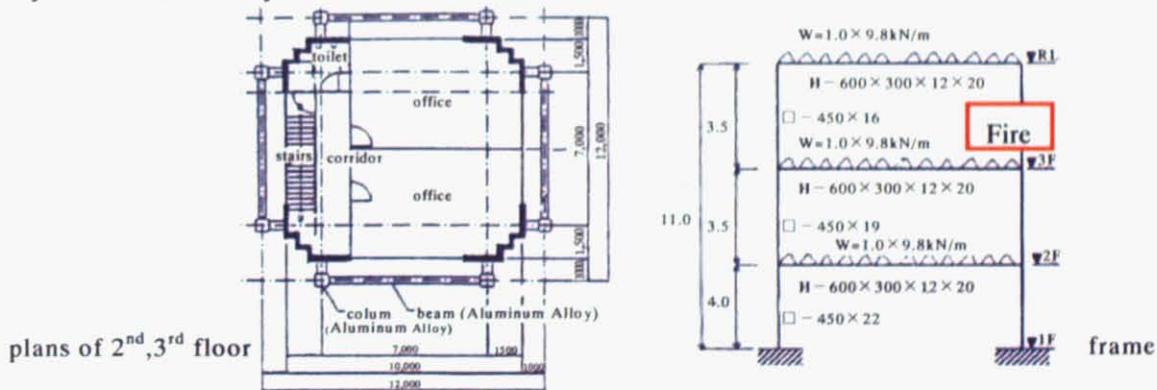


Fig 16 Frame of example 1

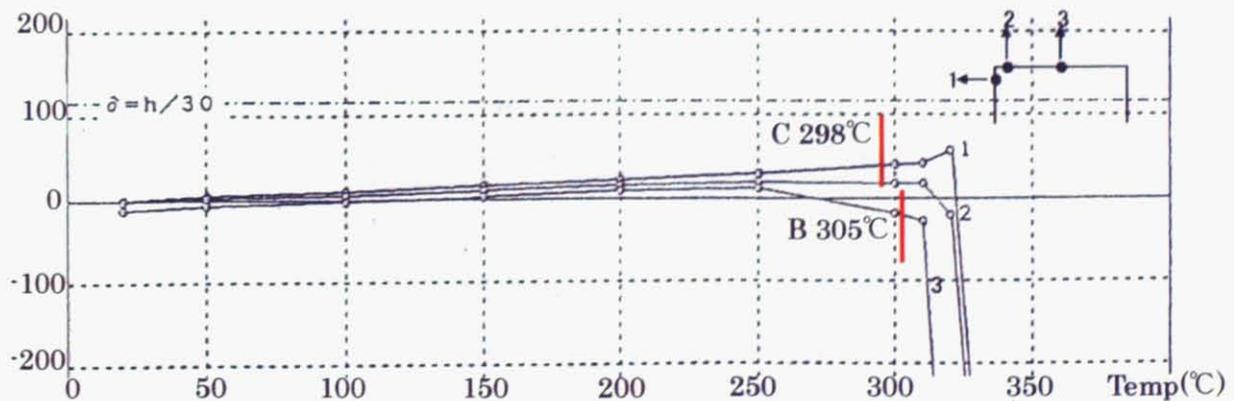


Fig 17 result of computing analysis and calculation of this method (3rd floor in fire)

5.2 Example 2

Both analyses are carried out for example 2. The results of deformation at 1st floor in fire are shown in following figures. Fig 19 shows deformation of frame in fire every 50°C. In fig 20, continuous lines are the result by computational method and "○○○" is the result of this evaluation method. The ultimate point analyzed by computer, in which deformation is the rapidly developed, are not clear because thermal stress are distributed by many spans fire. Nevertheless, the prediction point of ultimate can be appointed by evaluation method.

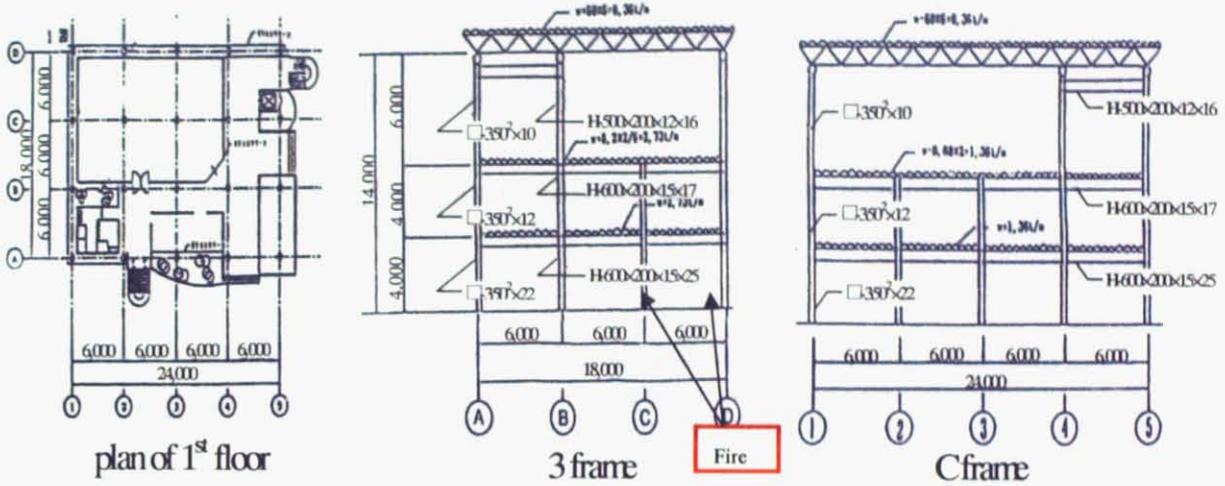


Fig 18 Frame of example 2

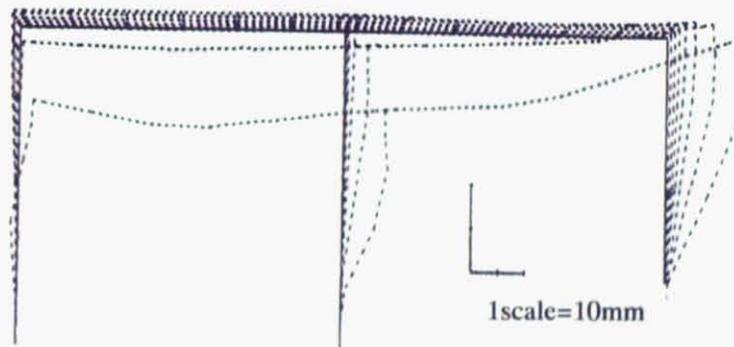


Fig 19 Deformation at frame 3 1st floor in fire (result of computing analysis)

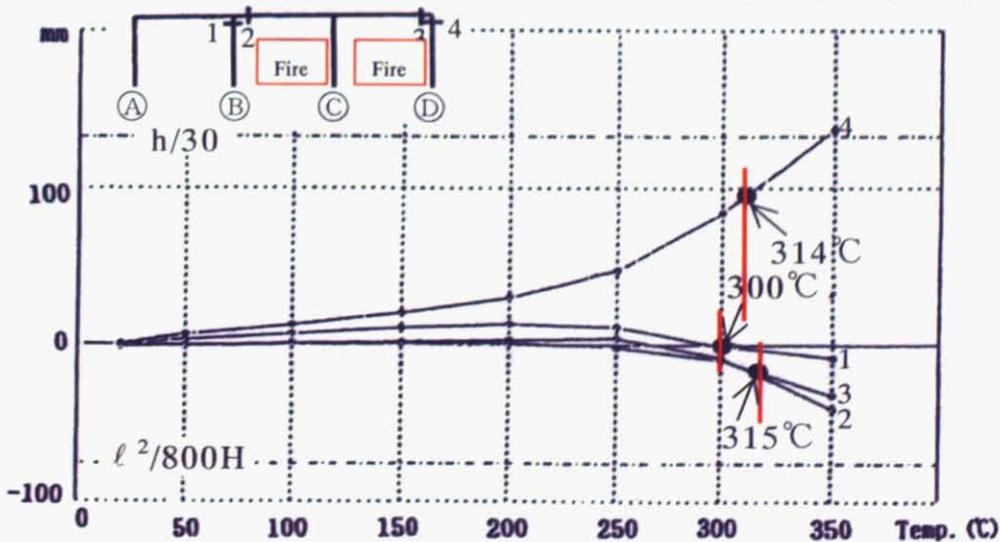


Fig 20 result of computing analysis and this method (frame 3 1st floor in fire)

6. Conclusion

An easy and accurate evaluation method is suggested. Good agreement between computational method and suggested evaluation method is recognized. Use of this method enables to obtain results in a short time and provide various merits in fire engineering design.

References:

- [1]ALUMINUM ARCHITECTURAL STRUCTURES ASSOCIATION, "Recommendation for structural design of aluminum alloy structures",1999.
- [2]ALUMINUM ARCHITECTURAL STRUCTURES ASSOCIATION, "Recommendation for fire structural design of aluminum alloy structures",1999.
- [3]JAPAN LIGHT METAL ASSOCIATION, "aluminum alloy handbook (4th edition)",1990.
- [4]THE JAPAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS, "Elastic modulus of various alloys ",1980, pp165.
- [5]MORI Y., ONO T., HORIKAWA T., HASHIMOTO A., "Study on aluminum alloy structure part34,, high temperature fire-resistant characteristics of aluminum alloy member part1",Summaries of technical papers of annual meeting2000, A2, pp1005-1006, Architectural Institute of Japan.
- [6]HORIKAWA T., ONO T., HASHIMOTO A., "Study on aluminum alloy structure part22, high temperature fire-resistant characteristics of aluminum alloy member", summaries of technical papers of annual meeting 1998, A2, pp711-712, Architectural Institute of Japan.
- [7]ARCHITECTURAL INSTITUTE OF JAPAN, "Recommendation for fire resistant design of steel",1999.
- [8]LIN H., KURAMOTO S., ZHOU T., SOMEYA T., ASANO M., IJIMA T., UESUGI H., "Stress deformation analysis of structure using aluminum alloy exposed to fire", Journal of structural engineering vol.41B, 1995, pp.575.
- [9]UESUGI H., SOMEYA T., SAITO H., KODAIRA A., "Computer modeling of fire engineering design for high rise steel structure", '93 Asian fire seminar.
- [10]Н. И. Зенков : О Прочности Строительных Сталей при Высоких Температурах Промышленное Строительство No.11,1958.

Das Studium für Einschätzungsmethode basierend auf Ultimate Temperatur der Aluminiumlegierungsstruktur zu Feuer

Tomoyuki SOMEYA

1. Einführung

1.1 Introduction und Zweck

Die Aluminiumlegierungen haben viele ausgezeichnete Eigenschaften, aber haben alle wunde Punkte. Insbesondere ist die Schätzung des Feuerwiderstandes ein wichtiger wunde Punkt, weil es für die Aluminiumlegierungsstruktur notwendig ist, sich gegen hohe Temperatur zu widersetzen, wenn das Feuer ausbricht.

Entwicklung letzten Feueringenieurwesens hat es möglich gemacht, Feuerwiderstandskapazität der Strukturen einschließlich der Aluminiumlegierung eine zu schätzen. Es wird leicht, Verhalten der Strukturen zu berechnen, das zu Feuer freigelegt wird, das Computer benutzt, aber viel Zeit wird für die Arbeit von Analyse [8-9] oder Studium verlangt [2].

Dieses Papier präsentiert auf Ultimate Temperatur der Struktur, studierende Zeit zu kürzen, basierend eine vereinfachte Einschätzungsmethode. Die Einschätzungsmethode wird von vereinfachten Formeln zusammengesetzt. (§3) Diese Formeln werden bei hoher Temperatur auf vereinfachten mechanischen Eigenschaften der Materialien basiert. Dieses Papier präsentiert diese Eigenschaften für verschiedene Materialien der Aluminiumlegierung. (§2) Die Rechtsgültigkeit der Einschätzungsmethode wird vom Vergleich mit ausführlicher Computermethode erkannt. (§4 ,§5)

1.2 Ultimate Temperatur der Struktur legte zu Feuer

In Feuer wird der Feuer-ungeschützte Balken erweitert und verlängert Feuer-ungeschützte Säule. Diese schießen, freigelegte Glieder verschlechtern sich durch Feueraussetzung. (Sehen Sie Bild 1) Die thermale Belastung der Strukturen, die zu Feuer freigelegt wird, ist zu erstem Mal in Feuer erschienen, aber die thermale Belastung ist bei ultimate Staat durch Feueraussetzung Gliedverschlechterung verschwunden. Dieses Phänomen wird von Bild 2 erkannt. Diese Figur ist das Ergebnis thermaler plastischer Analyse, indem er Modell berechnet.

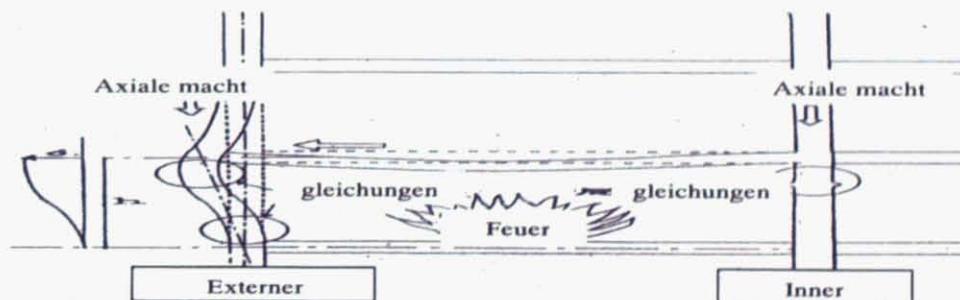
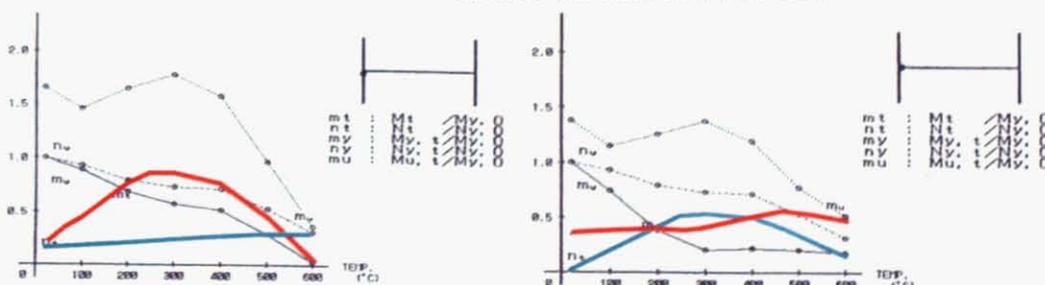


Bild 1 Behavior der Struktur in Feuer



Säulenspitze.. Rote Linie: das Biegen von Moment, Grüne Linie,: axiale Macht. Balken End
Bild 2 Process, Moment zu biegen, und axiale Macht des Feuers legten Glied frei

Der Prozeß, um von einem Rahmen zusammenzubrechen, wird von Bild 3 gezeigt. Diese Figur ist zwei Fall des Sturzes, man ist bei Zimmertemperatur, und das andere ist bei hoher Temperatur. Bei Zimmertemperatur wird Sturzstaat von Sicherheitsfaktor präsentiert. Bei hoher Temperatur ist Sturzstaat durch Feueraussetzung Gliedverschlechterung vorgekommen. Deshalb wird Sturz der Struktur in Feuer von Temperatur entschieden.

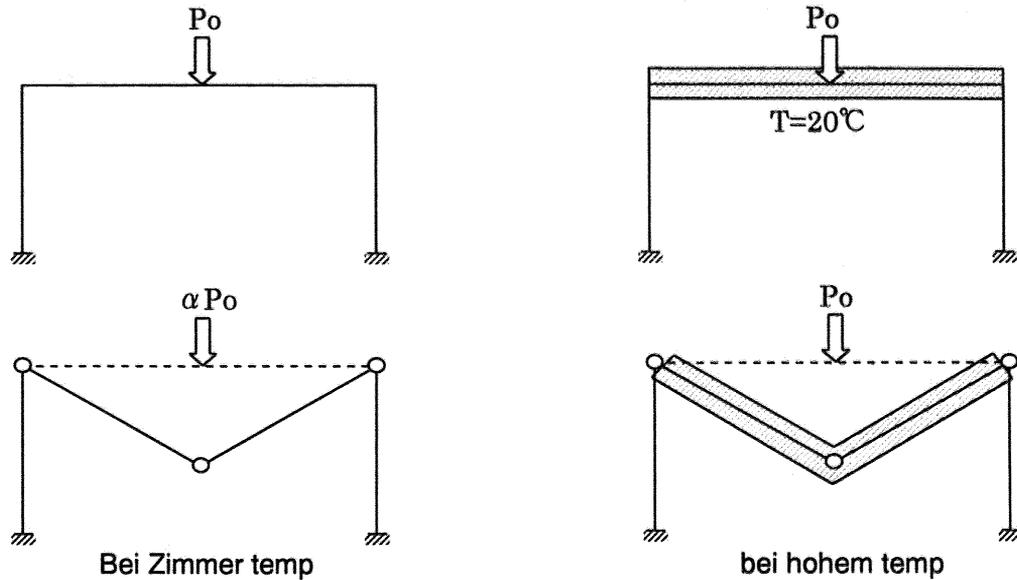


Bild 3 process des Sturzes wohnt Temperatur (erhöhte Temperatur)

Bild 4 ist ein weiterer Vortrag dieses Prozesses, der von Machtdeformierung-Verbindung beschrieben wird. Bild 5 ist ultimate Staat bei hoher Temperatur. Diese Figur wird Verkleinerungstemperatur-Verbindung von Ertragsbelastung beschrieben. , Um vereinfachte Einschätzung durch einfache Formeln zu präsentieren, wird es diesen Ertrag erkannt, betonen Sie, daß Verkleinerungstemperatur-Verbindung von einfacher Formel präsentiert werden muß. Dies wird at §2 präsentiert.

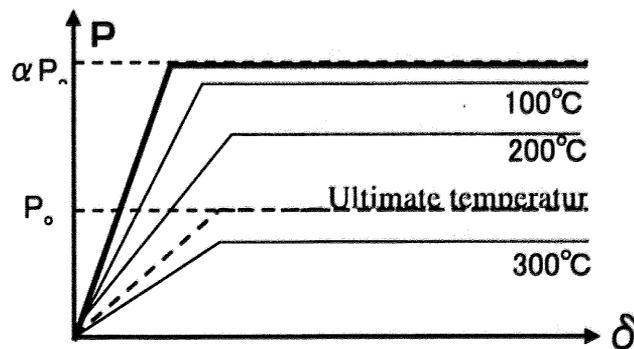


Bild 4 Process des Sturzes, die von Machtdeformierung-Verbindung beschrieben wird

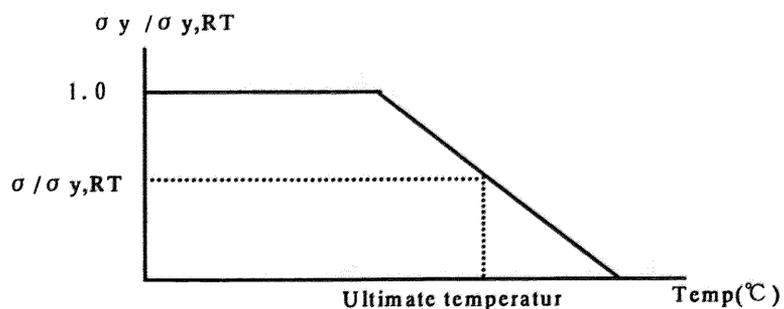


Bild 5 Process des Sturzes beschrieben Verkleinerungstemperatur-Verbindung von Ertragsbelastung

Der Anfang von Kalkulation für ultimate Temperatur der Struktur ist Gleichgewichtsverbindung des Sturzstaates. In dieser Verbindung, eine Ertragsbelastung, die Verkleinerungstemperatur-Verbindung eingeschlossen wird. So wird mit ultimate Temperatur angesteckt, indem man Gleichgewichtsverbindung durch Temperatur entwickelt. Gleichgewichtsverbindungen externen Säulenrahmen Sturzstaates werden von Bild 6,7 gezeigt, wird von Formel (1.1) präsentiert. (1.3).

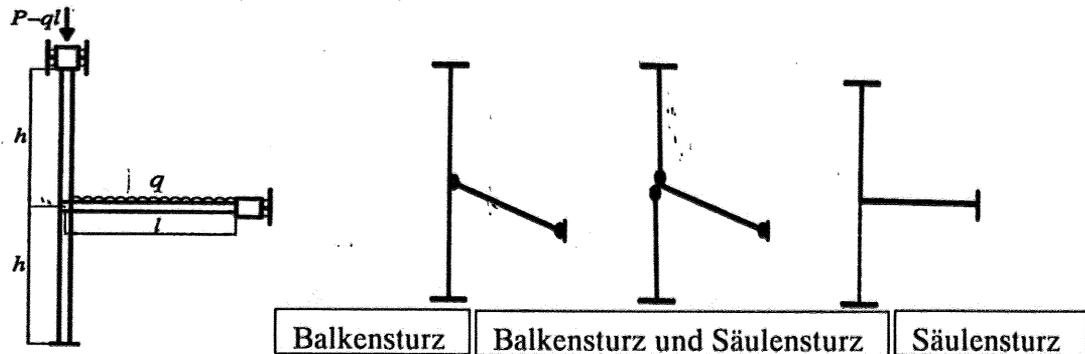


Bild 6 Externer Säulenrahmen Bild 7 Zusammenbruch Form von Externer Säulenrahmen

Form von Balkensturz : $ql^2 = 4 M_p B$ (1.1)

Form von Balkensturz und Säulensturz : $ql^2 = 4 M_p + 2 M_p B$ (1.2)

Form von Säulensturz : $P = N_{yc} (M_p = \text{Zero})$ (1.3)

In Formel (1.1)~(1.3), M_p ist plastischer Moment der Säule erwog axiale Macht der Säule, $M_p B$ ist plastischer Moment des Balkens, N_{yc} ist Ertrag axiale Macht der Säule. Diese Faktoren werden Verkleinerungstemperatur-Verbindung von einer Ertragsbelastung zusammengesetzt. In nur Formel (1.2) hat Zwei verschiedener Faktor existiert. Um vereinfachte Einschätzung durch einfache Formeln zu präsentieren, ist Einfacher Ausdruck der Formel (1.2) notwendig. In diesem Papier wird Formel (1.2) Faktor M_p von man definiert. Diese Vereinfachung ist keine korrekte Formel. Aber gutes Einverständnis wird erkannt. Diese Annäherung ist für eine vereinfachte Einschätzung wirksam. (§3)

Es ist unmöglich, Deformierung des Rahmens in Feuer durch das Benutzen von ultimate Temperaturmethode zu berechnen. Der Grund ist, diese ultimate Temperaturmethode wird dadurch zusammengesetzt, zwingen Sie nur. In diesem Papier wird thermale plastische Analyse zu berechnen, herausgetragen, für das Schätzen von Deformierung. Bei dieser Analyse wird kritische Temperatur für Kriterien des Sturzes benutzt. Diese Temperatur bedeutet, daß die Temperatur bei von ECCS-TC3 definierter kritischer Deformierung reichte. Für die Rechtsgültigkeit der Einschätzungsmethode wird das Ergebnis kritischer Temperatur davon, Analyse zu berechnen, von leichter Kalkulation mit dem Ergebnis ultimate Temperatur verglichen. Gutes Einverständnis wird für das Ergebnis von zwei Methoden erkannt. (§4 , §5)

2. Mechanische Eigenschaften bei hoher Temperatur der Aluminiumlegierung

Um vereinfachte Einschätzung durch einfache Formeln zu präsentieren, Vereinfachung eines Ertrages stress.reduction-Temperatur-Verbindung ist wichtig. Für einschätzendes Zuschnallen ist Vereinfachung von modulus der Elastizität bei hoher Temperatur auch wichtig.

Dieses Papier präsentiert diese Eigenschaften für verschiedene Aluminiumlegierungen (17 nette typische Legierungen).

1) Modulus der Elastizität bei hoher Temperatur

Modulus der Elastizität bei hoher Temperatur wird definiert, indem man für alle Art von Legierungen folgt.

$$E_T = E_{RT} \times (1 - T^2 \times 10^{-5.5}) \cdot \cdot \cdot \cdot (2.2)$$

Wo, T ist Temperatur (C), E_T ist modulus der Elastizität bei hohem temperature(N/mm²), E_{RT} ist modulus der Elastizität bei Zimmertemperatur (=700000 N/mm²). Modulus der Elastizität von 17 netten Legierungen und Formel (2.2) wird bei Bild 8 geplant. Formel (2.2) wird als durchschnittliche Verbindung dieser Daten vorgeschlagen [1-4]. Ein Antrag durchschnittlicher Verbindung wird bei Stahlstrukturen benutzt [7], es wird als ähnliches Metall betrachtet.

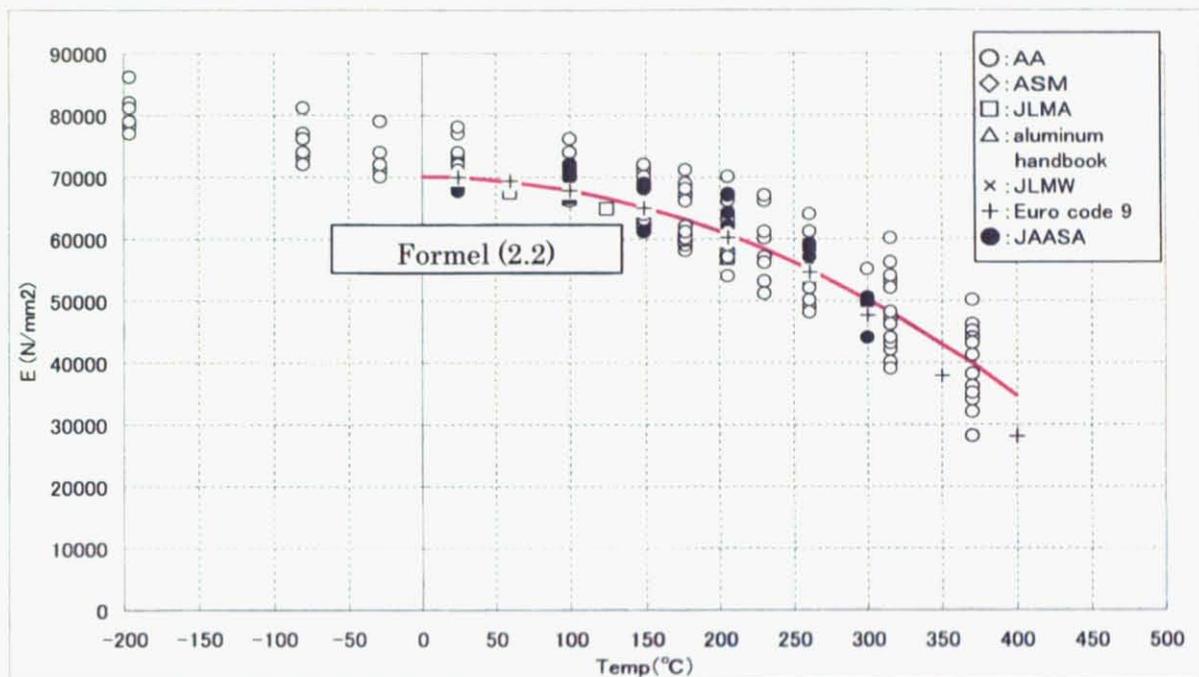


Bild 8 Modulus der Elastizität bei hoher Temperatur

2) Ergebunte Ertrag Verkleinerungstemperatur-Beziehung bei hoher Temperatur

Eine Ertragsbelastung Verkleinerungstemperatur-Beziehung ($\kappa(T)$) bei hoher Temperatur wird davon definiert, Formel für jede Art von Legierungen zu folgen [10].

$$\begin{aligned} \kappa(T) &= \sigma_{y,T} / \sigma_{y,RT} = 1.0 && (T \leq 100^\circ\text{C}) \\ &= 1.0 - (T - 100) / 250 && (100^\circ\text{C} < T \leq 350^\circ\text{C}) \cdot \cdot \cdot (2.1) \end{aligned}$$

Wo, T ist Temperatur (C), $\sigma_{y,T}$ ist Ertragsbelastung bei hoher Temperatur (N/mm²). $\sigma_{y,RT}$ ist Ertragsbelastung bei Zimmertemperatur. Für Teil von Laune tippen H, zu $\kappa(T)$ muß verändert werden "0.6x $\kappa(T)$ ".

In diesem Papier, 3003-H14 (light blaue Handlung) 3004-H14(light blaue Handlung) 5052-H34 (pink Handlung) ist für Änderung zu "0.6x $\kappa(T)$ " notwendig. Alle Daten und Formel (2.1) werden bei Bild 9 geplant. Formel (2.1) wird als niedrigste Verbindung dieser Daten vorgeschlagen. Es wird erkannt, daß vordere 3 Materialien nicht unter rosa Linie fallen, macht definierte Linie und andere Materialien auch nicht.

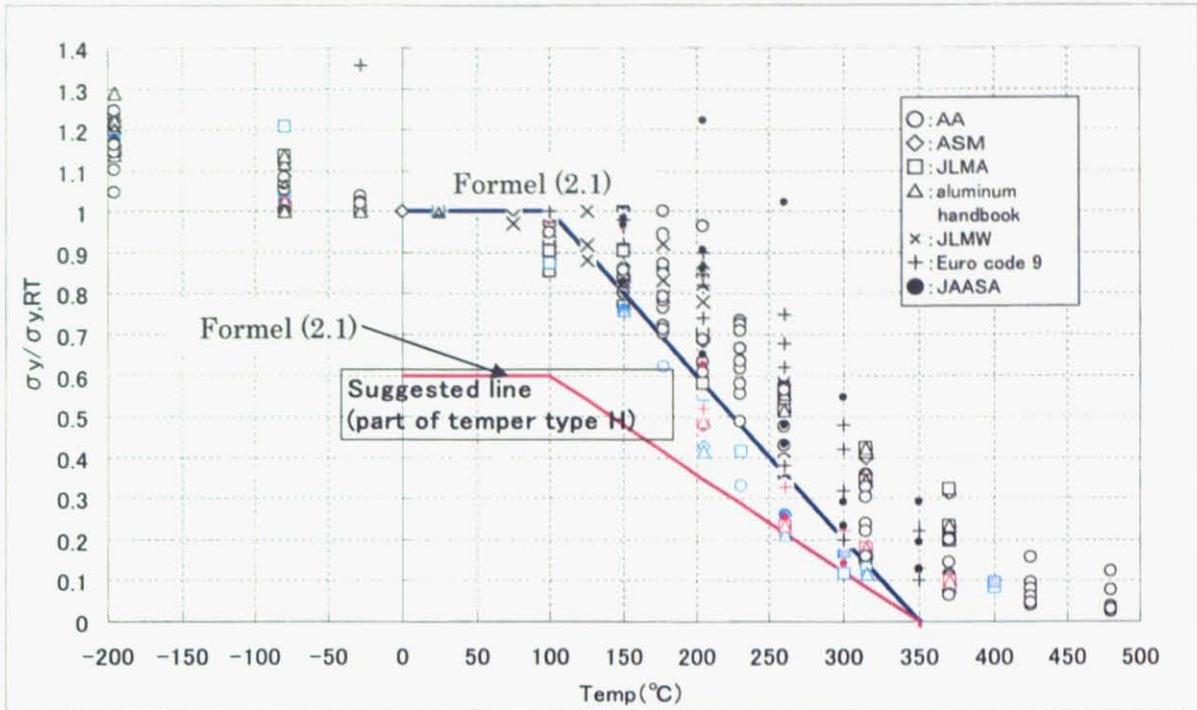


Bild 9 Yield betont Verkleinerungstemperatur-Beziehung bei hoher Temperatur

3. Verfahren ultimate Temperatureinschätzungsmethode

In diesem Papier, zwei Stücken zu folgen, ist Anstrengung der Vereinfachung.

3.1 Vereinfachung der Formel

Die ultimate Temperatur des Gliedes wird von Belastungsbedingung beeinflusst. In diesem Papier mit ultimate Temperatur des Gliedes wird von Gleichung (3.1) für jede Belastungsbedingung und jedes Glied angesteckt.

$$T_{cr} = 100 + 250 \times (1 - \sigma^*/S) \dots \dots \dots (3.1)$$

Wo, T_{cr} ist ultimate Temperatur des Gliedes, σ^* wird Belastung produziert, und S ist Koeffizient für jede Belastungsbedingung.

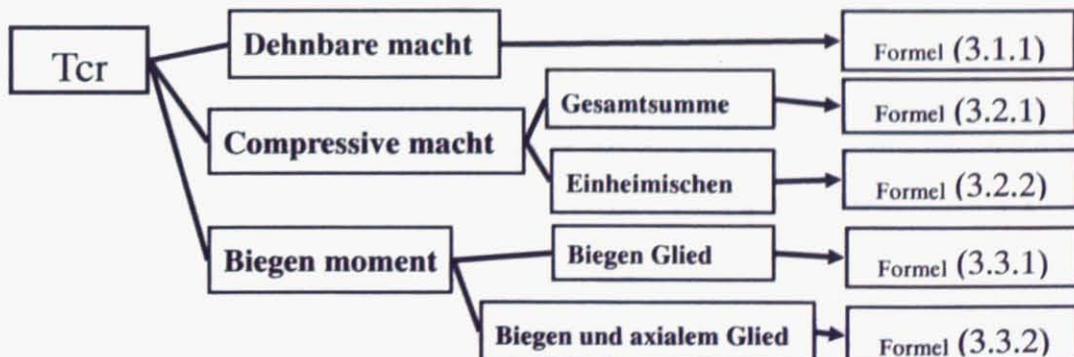


Bild 10 Ultimate Temperaturgleichungen für jede Belastungsbedingung

3.1.1 Ultimate Temperatur des Spannungsgliedes

Mit ultimate Temperatur des Gliedes wird unter Zugfestigkeit von Gleichung (3.1.1) angesteckt.

$$T_{cr} = 100 + 250 \times (1 - \sigma / a) \dots \dots \dots (3.1.1)$$

Wo, T_{cr} "ist ultimate Temperatur des Gliedes, σ wird produziert, Belastung (N/mm^2), S in (3.1), ist. "a" (= Ertragsbelastung bei Zimmertemperatur. In diesem Papier, a. meint Hinweisstärke. "F" (N/mm^2) definierte durch Gesetz.

(3.1.1) wird von Entwicklung der Belastung eingeführt, die Gleichung (3.1.2) reduziert. In (3.1.2). $\sigma_{y,t}$ ist Ertragsbelastung bei hoher Temperatur und $\sigma_{y,RT}$ bedeutet. "F".

Wenn $\sigma_{y,t} = \sigma$ (produzierte Belastung), Eq(3.1.1) wird davon gegeben, Verbindung davon zu benutzen $\kappa(T)$ (= (2.1)).

$$\sigma_{y,t} = \sigma_{y,RT} \cdot \kappa(T) \dots \dots \dots (3.1.2)$$

3.1.2.1 Verdichtungsglied für den Fall der Gesamtsumme

Mit ultimate Temperatur des Gliedes wird beim Fall der Gesamtsumme, der zuschnallt, von Eq (3.2.1) angesteckt.

$$T_{cr} = 100 + 250 \times \{1 - b \sigma / (c - \lambda) \times 10^{-2}\} \dots \dots \dots (3.2.1)$$

Wo, T_{cr} ist ultimate Temperatur des Gliedes. wird Belastung (N/mm^2) produziert. ist Schlankheitsverhältnis des Gliedes, und b,c ist Koeffizient bei der Gesamtsumme, die zuschnallt.

Experimenteller Wert der Last, der Test dafür trägt, bei hoher Temperatur zuzuschnallen, der in [6 gezeigt wird,] und Einschätzungsgleichung von Experiment wird in Bild 11 gezeigt. In dieser Figur, die in ref gezeigte zerschlagene Linie [6] Einschätzungsgleichung wird die Sicherheit erwogen, zerlegen Sie von [1], und wird über experimentellem Wert auf der sicheren Seite eingeschätzt. In diesem Papier, die von (3.2.1.1) definierte breite Linie, wird als Objektive der Einschätzungsmethode benutzt.

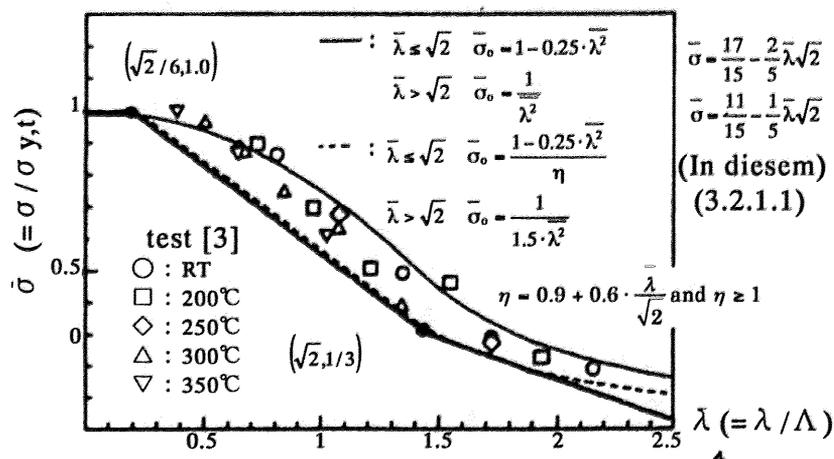


Bild 11 Ergebnis der Prüfung [6] und Einschätzungsgleichung

Wenn $\lambda \leq \sqrt{2}$, $\bar{\sigma} = 17/15 - 2/5 \bar{\lambda} \sqrt{2}$

Wenn $\lambda > \sqrt{2}$, $\bar{\sigma} = 11/15 - 1/5 \bar{\lambda} \sqrt{2} \dots \dots \dots (3.2.1.1)$

3.1.2.2 Verdichtungsglied für den Fall des Einheimischen

Der Ultimate beim Fall des Einheimischen, der zuschnallt, Temperatur des Gliedes zuschnallt, wird von (3.2.2) gegeben.

$$T_{cr} = 100 + 250 \times (1 - \sigma / d) \dots \dots \dots (3.2.2)$$

Wo, T_{cr} ist ultimate Temperatur des Gliedes, wird Belastung produziert. σ / d meint restliche Stärke nach Einheimischem, der zuschnallt, der dadurch zusammengesetzt wird. $F \times p$. F ist von Gesetz definierte Hinweisstärke, p ist Verkleinerungsfaktor restlicher Stärke. Dieser Faktor wird von Annäherung des Experimentes erhalten.

Ergebnis des Experimentes von Last, die Test für Einheimischen trägt, der bei hoher Temperatur zuschnallt, das in ref gezeigt wird, [5] und auf Experiment basierende Einschätzungsgleichung wird in Bild 12 gezeigt. In dieser Figur zeigt die schmale Linie, daß das Ergebnis des Experimentes betrachtete, das stellen Sie Belastung ein $(\sigma / \sigma_0) \times (B_f / t_f)$, gezeigt in [7] in dem σ_0 ist Zugfestigkeit gegen Belastung. Die breite Linie ist Einschätzungsverbindung und gleich als gewordenen in ref gezeigt einer [7], deshalb ist Koeffizient beim Einheimischen, der von Einschätzungsmethode zuschnallt, gleicher Wert von [7].

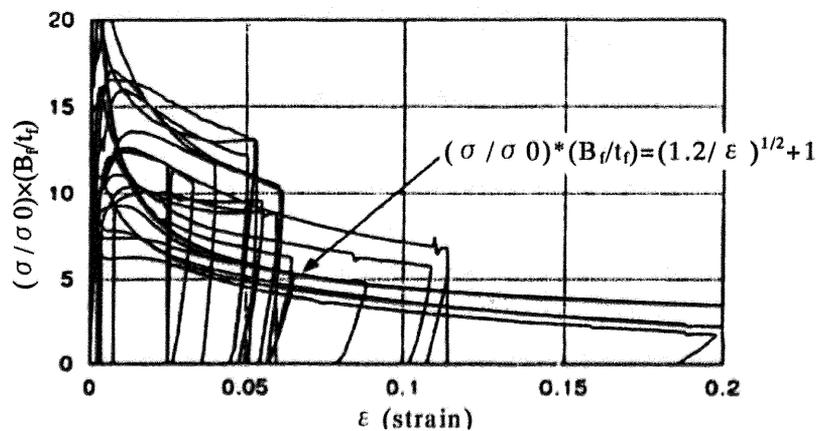


Bild 12 Ergebnis des Einheimischen, der test[5 zuschnallt,], STD-Form

3.1.3.1 Ultimate Temperatur für Biegen Glied

Ultimate Temperatur des Gliedes nur Moment nur zu biegen, wird von Eq (3.3.1) angesteckt.

$$T_{cr} = 100 + 250 \times (1 - M / M_{p,RT}) \dots \dots \dots (3.3.1)$$

Wo, T_{cr} ist ultimate Temperatur, $M_{p,RT}$ ist ultimate sich biegender Moment bei Zimmertemperatur, M biegt wegen senkrechter Last Moment in Anbetracht Endeinschränkungsbedingung des Gliedes.

$$M = M_x \frac{\frac{1}{x} + \frac{1}{L-x}}{\left(\frac{1}{x} + \frac{1}{L-x}\right) + \frac{\gamma_A}{x} + \frac{\gamma_B}{L-x}} \dots \dots \dots (3.3.1.1)$$

Wo, γ_A und γ_B ist Endeinschränkungsbedingung des Gliedes (rigid;1,free;0), M_x biegt Moment an Punkt x , L ist Länge des Gliedes, x ist Länge zum Punkt, der von dM/dx gegeben wird, = 0 bei Bild 13 (b).

Es kann betrachtet werden, daß bei der hohen Temperatur auf Bedingung für ultimate staatliches Verkleinerungsverhältnis zu Belastung (σ / σ_{RT}) , ist gleiche Einschätzung zur Verkleinerung, Moment $(M/M_{p,RT})$ in den Fall des Gliedes zu biegen, hielt fast seitliches Zuschnallen zurück. Für die Verwendung von diesem und (3.1) wird (3.3.1) eingeführt.

In (3.3.1.1), M wird von Prinzip virtueller Arbeit gelöst, das in Bild 13, wo, gezeigt wird. δu ist virtuelle Deformierung und. δW ist wirkliche Last. Prinzip virtueller Arbeit zu Bild 13 anwendend (ein) und ((b)), folgende Gleichung wird eingeführt.

$$\int w dx dx + \sum P_i dx = M_x \{d/x + d/(L-x)\}$$

Durch das Austauschen von M für $M_{p,t}$ (t bedeutet bei dieser Temperatur), folgende Gleichung wird entwickelt.

$$\int w dx dx + \sum P_i dx = \gamma_A \times M_{p,t} + M_{p,t} \{d/x + d/(L-x)\} + \gamma_B \times M_{p,t} \times d/(L-x)$$

beim Arrangieren dieser Gleichung, (3.3.1.1) wird gegeben.

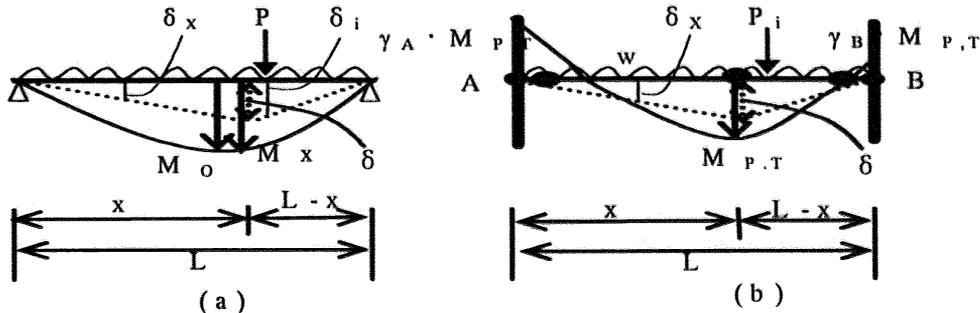


Bild 13 Prinzip virtueller Arbeit

3.1.3.2 Ultimate Temperatur vom Biegen und axialem Glied

Im Fall der Verbindung mit axialer Macht, Einschätzungsgleichung wird von Eq (3.3.2) gegeben.

$$T_{cr} = 100 + 250 \times (1 - M / M_{p,RT} - f) \dots \dots \dots (3.3.2)$$

Wo, f ist axiales Machtverhältnis, und andere sind gleiche Verbindung von Eq (3.3.1).

i) dehnbare axiale Macht ; die Verwendung folgende Gleichung.

$$T_{cr} = 100 + 250 \times (1 - M / M_{p,RT} - \sigma / a)$$

ii) compressive axiale Macht; benutzen Sie man klein darin, ii) Gleichungen zu folgen.

$$T_{cr} = 100 + 250 \times (1 - M / M_{p,RT} - b \sigma / (c - \lambda) \times 10^2)$$

$$T_{cr} = 100 + 250 \times (1 - M / M_{p,RT} - \sigma / d)$$

3.2 Annäherung für vereinfachte Einschätzung

Für Erklärung der Annäherung, folgende Gleichgewichtsverbindungen werden wieder beschrieben. Diese Verbindung ist externer Säulenrahmen Sturzstaat, wird von Bild 6 (7) gezeigt.

$$\text{Beam collapse mode : } q l^2 = 4 M_{pB} \dots \dots \dots (1.1)$$

$$\text{Column and beam collapse mode : } q l^2 = 4 M_p + 2 M_{pB} \dots \dots \dots (1.2)$$

$$\text{Column collapse mode : } P = N_{yc} \quad (M_p = \text{Zero}) \dots \dots \dots (1.3)$$

In diesem Papier wird folgende Verbindung für Säule definiert und strahlt Sturzformsäule und strahlt Sturzmode

$$\text{Form von Balkensturz und Säulensturz (general-Boden) : } q l^2 = 2 \times 4 M_p \dots \dots \dots (1.4)$$

Bild 14, 15 sind Handlung von (1.2) und (1.4). In Figur werden Parameter verwandelt und folgen Punkten.

- i) z : z ist column/beam plastisches Momentverhältnis bei Zimmertemperatur (0.8.- 2.0)
- ii) Verhältnis $M_o/M_p, RT$, M_o ist $q \times (2l)^2/8$, M_p, RT ist plastischen Moment Säule bei Zimmer temp (0.1 und 0.3)
- iii) axial-Verhältnis p : p , ist Säule, die axialer force/column axialer Macht bei Zimmer temp (0-0.6) nachgibt,

Gutes Einverständnis wird erkannt. Diese Annäherung ist für eine vereinfachte Einschätzung wirksam.

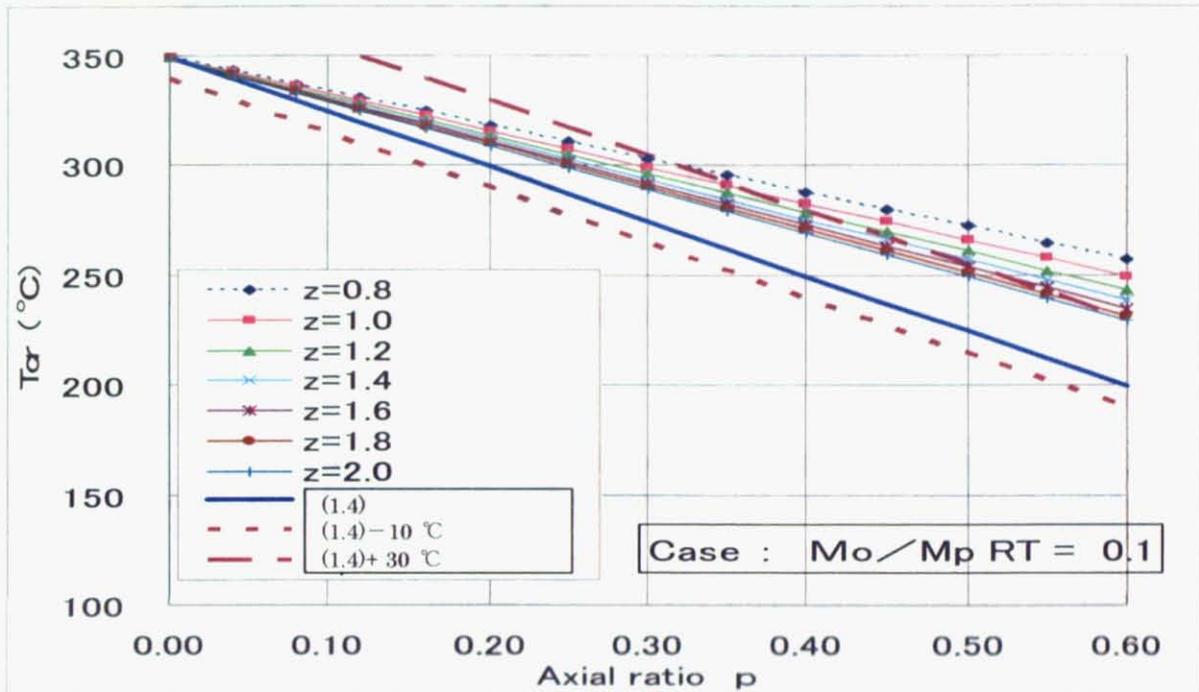


Bild 14 comparison (1.2) und (1.4), ($M_o/M_p, RT = 0.1$)

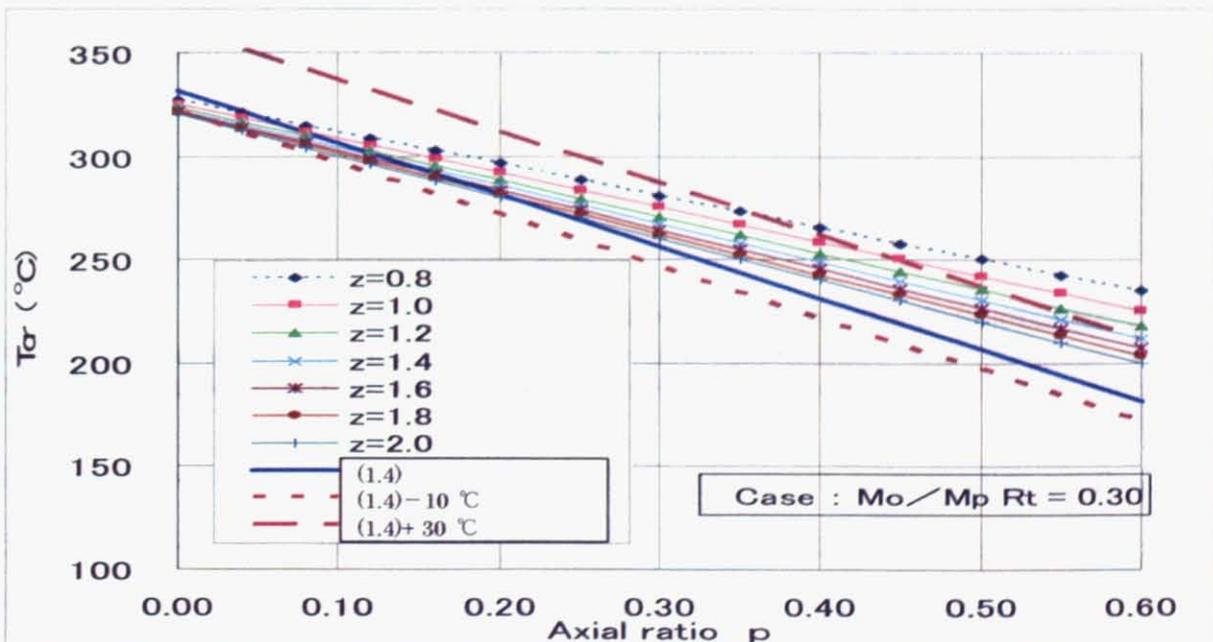


Bild 15 comparison (1.2) und (1.4), ($M_o/M_p, RT = 0.3$)

4. Kritische Temperatur der Aluminiumlegierungsstruktur bei Computeranalyse

Deformierung zu schätzen, thermale plastische Analyse zu berechnen, wird herausgetragen. Folgende Punkte werden erkannt [8-9].

4.1 Bestätigung für erforderliche Bedingung

Angemessenheit der Analyse wird von Vergleich mit Experiment und Analyse des Experimentes herausgefunden. Die erforderliche Bedingung für Kalkulation ultimate Temperatur ist Verschwinden bei ultimate Staat durch Feueraussetzung Gliedverschlechterung. Dieses Phänomen wird davon vom Ergebnis thermaler plastischer Analyse erkannt, Modell zu berechnen (Bild 2).

4.2 Thermale plastische Analyse des Aluminiums legiert, strukturiert

Thermal, plastische Analyse wird für zwei Artenstrukturen ausgeführt. Kritische Temperatur von beidem Strukturen reichen bei 350C .

5. Vergleich zwischen Computeranalyse und Einschätzungsmethode

Der Rechtsgültigkeit der Einschätzungsmethode das Ergebnis kritischer Temperatur davon, Analyse zu berechnen, wird von diesem Papier mit dem Ergebnis ultimate Temperatur verglichen. Folgende Punkte werden erkannt.

5.1 Beispiel 1

Beide Analysen werden aus zum Beispiel 1 getragen. Die Ergebnisse der Deformierung bei 3. Stock in Feuer werden in folgende Figur gezeigt. In Bild 17 sind ununterbrochene Linien das Ergebnis durch Computermethode und "○○○" ist das Ergebnis dieser Einschätzungsmethode. Am ultimate Punkt des Gliedes, in dem Deformierung schnell die entwickelten in der Figur ist, fallen die Ergebnisse Computeranalyse ganz gut mit jenen von Einschätzungsmethode zusammen.

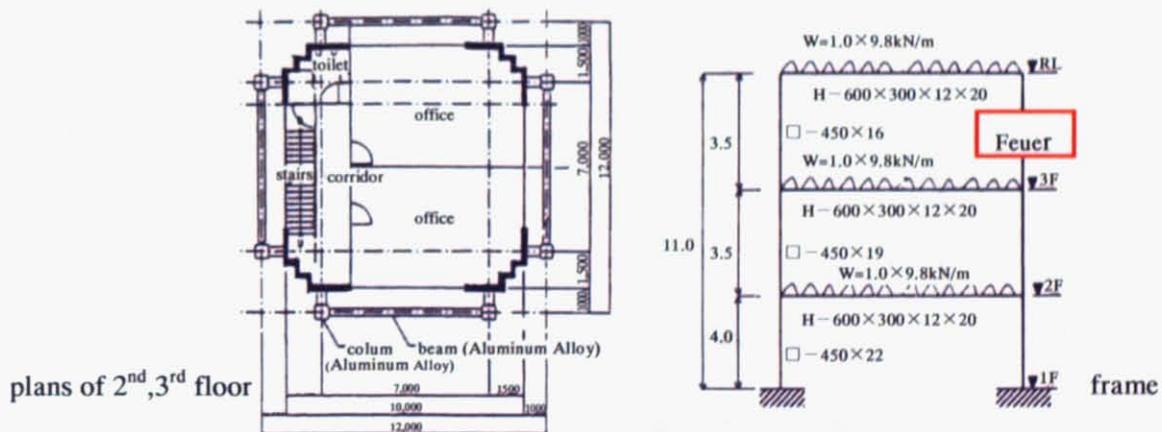


Bild 16 Rahmen von Beispiel 1

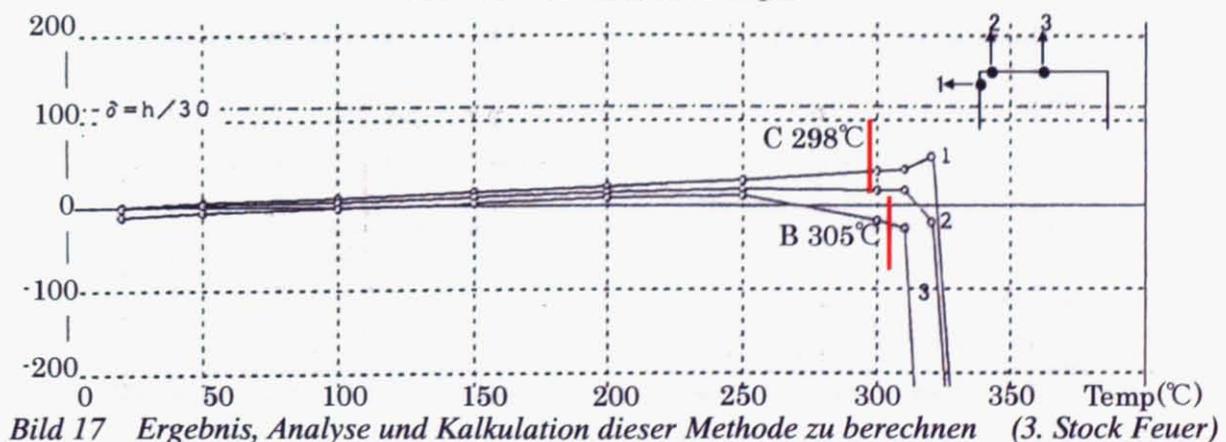


Bild 17 Ergebnis, Analyse und Kalkulation dieser Methode zu berechnen (3. Stock Feuer)

5.2 Beispiel 2

Beide Analysen aus zum Beispiel 2 getragen werden. Die Ergebnisse der Deformierung bei 1. Stock in Feuer werden in folgende Figuren gezeigt. Bild 19 Shows-Deformierung des Rahmens in Feuer jeder 50°C. In Bild 20 sind ununterbrochene Linien das Ergebnis durch Computermethode und "○○○" ist das Ergebnis dieser Einschätzungsmethode. Der ultimate Punkt, der von Computer analysiert wird, in dem Deformierung schnell die entwickelten ist, ist nicht klar, weil thermale Belastung von vielen Spannweiten verteilt wird, schießen Sie. Trotzdem, der Voraussagungspunkt von ultimate kann von Einschätzungsmethode erkannt werden.

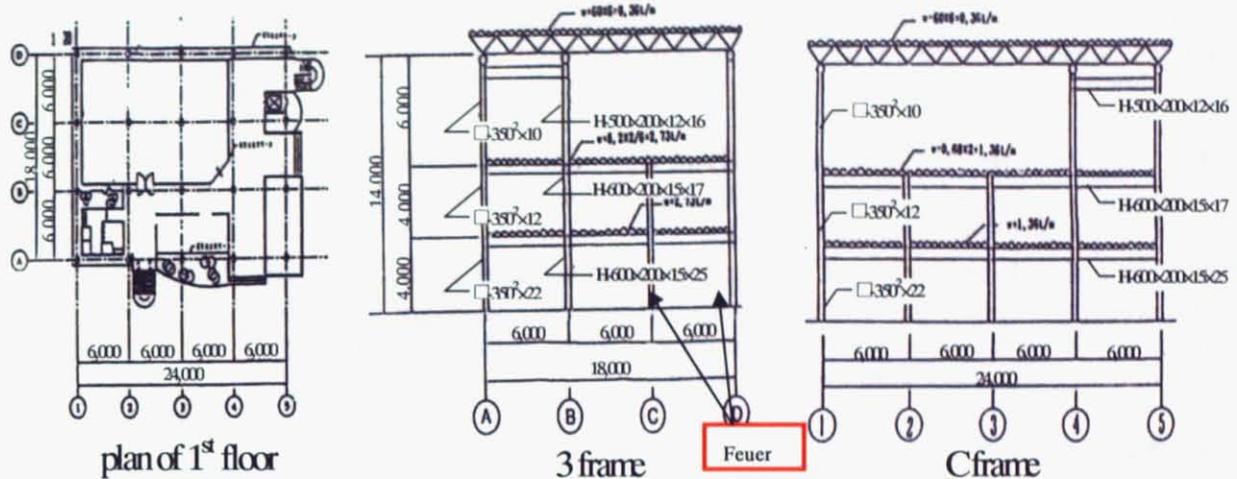


Bild 18 Rahmen von Beispiel 2

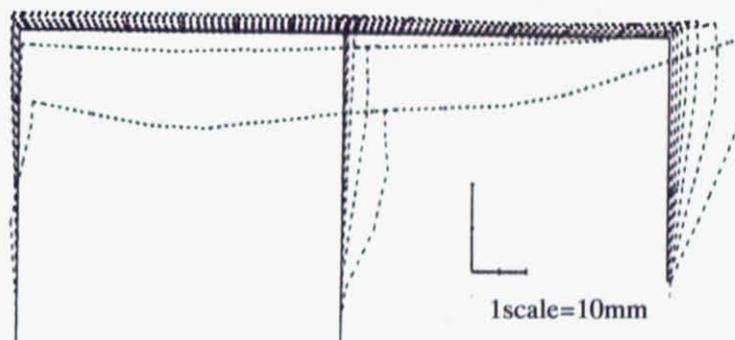


Bild 19 Deformierung bei frame3 1. Stock in Feuer (Ergebnis, Analyse zu berechnen,)

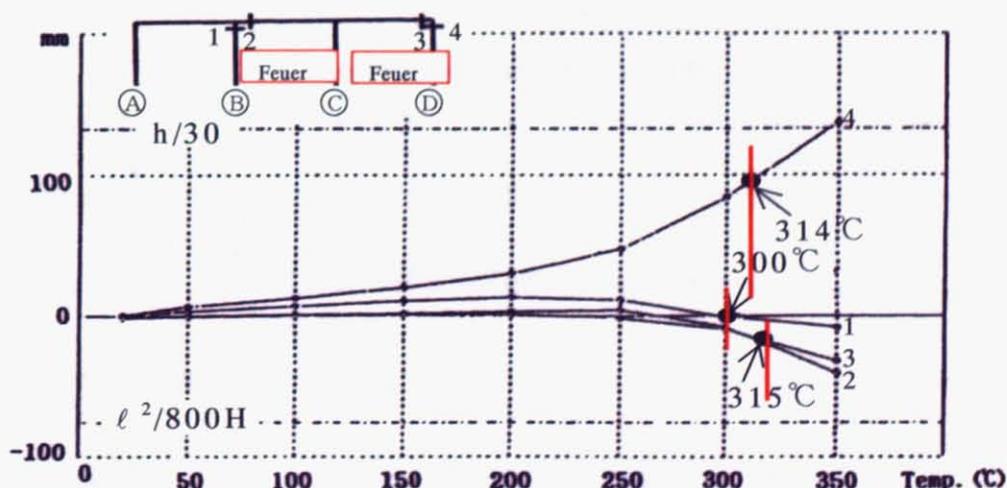


Bild 20 Ergebnis, Analyse und Kalkulation dieser Methode zu berechnen, rahmen

6. Schluß

Eine leichte und genaue Einschätzungsmethode wird vorgeschlagen. Gutes Einverständnis zwischen Computermethode und schlug vor, daß Einschätzungsmethode erkannt wird. Die Verwendung dieser Methode ermöglicht, Ergebnisse in einer kurzen Zeit zu erhalten und verschiedene Verdienste in Feueringenieurwesensdesign zur Verfügung zu stellen.

Literatur:

- [1]ALUMINUM ARCHITEKTONISCHER STRUKTUREN-VERBAND, Recommendation für strukturelles Design des Aluminiums legiert Strukturen. ,1999.
- [2]ALUMINUM ARCHITEKTONISCHER STRUKTUREN-VERBAND, Recommendation für Feuer strukturelles Design des Aluminiums legiert Strukturen. ,1999.
- [3]JAPAN LEICHTER METALL-VERBAND, Aluminium legiert Handbuch (4. Ausgabe). ,1990.
- [4]THE JAPAN GESELLSCHAFT MECHANISCHER INGENIEURE, Elastischer modulus verschiedener Legierungen. ,1980, pp165.
- [5]MORI Y., ONO T., HORIKAWA T., HASHIMOTO A., Study in Aluminium Legierungsstruktur part34, hohe Temperatur, die Feuer-immune Merkmale des Aluminiums.,Summaries von technischen Dokumenten jährlichen meeting2000 legieren, A2, pp1005-1006, Architektonisches Institut von Japan,.
- [6]HORIKAWA T., ONO T., HASHIMOTO A., Study in Aluminium Legierungsstruktur part35, hohe Temperatur Feuer-immune Merkmale des Aluminiums., Zusammenfassungen von technischen Dokumenten jährlicher Versammlung 1998, A2, pp711-712, Architektonisches Institut von Japan.
- [7]ARCHITECTURAL INSTITUT VON JAPAN, Recommendation für Feuer immunes Design des Stahles. ,1999.
- [8]LIN H., KURAMOTO S., ZHOU T., SOMEYA T., ASANO M., IJIMA T., UESUGI H., Belastungsdeformierungsanalyse der Struktur, die Aluminiumlegierung benutzte, legte zu Feuer frei., Zeitschrift strukturellen Ingenieurwesens vol.41B, 1995, pp.575.
- [9]UESUGI H., SOMEYA T., SAITO H., KODAIRA A., Computermodeilstehen des Feuers, das Design für hohe Anstiegsstahlstruktur konstruiert., .93 asiatisches Feuerseminar.
- [10] Н. И. Зенков : О Прочности Строительных Сталей при Высоких Температурах Промышленное Строительство No.11 ,1958.