

## 第4章 全強度接合設計を施された梁継手を有する 架構の崩壊温度

## 4章 全強度接合設計を施された梁継手を有する架構の崩壊温度

### 4.1 はじめに

前章では、梁中に梁継手を有する鋼架構に対して、単純塑性理論のもと架構の理論崩壊温度を導出した。これは熱応力に依存しない崩壊温度の理論解である。理論適用の際、梁継手を構成する高力ボルトおよび板要素は完全弾塑性体であると仮定したが、実際の高力ボルトが有する塑性せん断変形能力は有限でそれ程豊かなものではない。したがって、梁継手に配された高力ボルトのせん断変形は、昇温過程で発生した熱応力に消費し尽くされる恐れがある。この場合の梁継手は理論崩壊温度に至る前に破断することとなるので、このことについて詳細に検討する必要がある。

本章では、全強度接合設計を施された梁継手を有する架構の崩壊温度を、理論崩壊温度および火災応答数値解析により解明する。これに先んじて、本章前半部では架構内に配された梁継手の火災時挙動を詳細に追跡することができる梁継手の有限要素モデルを提案する。梁継手の火災時挙動および耐火性能を知る最善の方法は実験による検討である。前述の理論崩壊温度の妥当性もこれによって検討され得る。しかしながら、実験によって梁継手を含む架構全体の耐火性能を評価するのは、加力・加熱方法、および昇温と共に発生する熱応力などの耐火特有の諸問題により、実際上は不可能である。本論文ではこれに代替するものとして、有限要素法による数値解析を用いる。本論2章で述べたJ.W.Fisherらの既往実験結果および平島らのそれを踏まえて、高力ボルト個材のせん断耐力～せん断変形関係を定式化する。一般に、梁継手は母材、添え板、および高力ボルトによって複雑に構成されるので、梁継手の火災高温時挙動に及ぼす影響因子は多くなる。本研究では、梁に発生した熱応力が、梁継手に配したボルトのせん断耐力およびせん断変形能力に対して、どのような影響を及ぼすのかを把握することを主目的とし、それを主要な精算対象とする梁継手の有限要素モデルを提案する。梁継手を構成する母材、添え板および高力ボルトの有限要素モデルの詳細、およびそれらの高温時力学特性について詳しく論ずる。

次に、架構の理論崩壊温度と数値解析結果を比較することで前者の妥当性および適用可能性を考察し、全強度接合設計を施された梁継手を持つ鋼架構の崩壊温度を系統立てて検討する。全強度接合設計に着目する理由は以下に示す通りである(本論1章の1.5節)。

- (1) 現在、わが国の数多の鋼架構には全強度接合設計が施された梁継手が用いられており、その耐火性能を解明することで、実用に供される架構の耐火性能が直ちに把握することができる。さらに既存の架構に配された梁継手に対して、それらの耐火性能を容易に見直すことができる。
- (2) 梁継手に耐火設計を施す上で、その基準となる設計法が必要である。構造設計で慣用され

ている全強度接合設計が耐火設計に準用できるならば、同一の設計手法で構造・耐火両者の性能評価が可能となる。建築物の構造性能と耐火性能は両者が密接に関わり評価されるので、梁継手に対しても構造・耐火両者が同一設計法になるよう設定した方が良い。

本章後半部の主な内容は以下の通りである。

- 1) 本研究で対象とする梁継手は最適の全強度接合設計が施されるものとする。最適の全強度接合設計とは、全強度接合設計が施された梁継手のうち、高力ボルトと添え板の投入量が最少になるものを指す。高力ボルトの鋼材はF10T、継手板のそれはSS400とする。
- 2) 梁に発生した熱応力が梁継手に及ぼす影響を調べるため、梁の線膨張を押さえ込む周辺部材の拘束効果が異なる2種類の解析対象架構モデルを扱う。加熱と共に発生する熱応力の消長過程を具に追跡し、それが架構内の何処の部材で応力再配分されるかを明らかにする。また、梁継手のフランジおよびウェブ部に配された高力ボルトの塑性せん断変形、塑性変形に伴う応力再配分などの状況についても明らかにし、梁継手の火災時挙動を詳細に検討する。
- 3) 架構の理論崩壊温度は単純塑性理論の枠内から得たものであり、したがって梁継手を構成する高力ボルトおよび添え板要素は、十分な塑性変形能力を有すると仮定している。しかし、実際の高力ボルトの塑性せん断変形能力は有限であり、加熱中に発生した熱応力によってそれが消費し尽くされる恐れがある。このような場合、梁継手は理論崩壊温度に至る前に破断することとなるので、このことについて綿密に検討する必要がある。本章では、架構の理論崩壊温度と精算崩壊温度を比較することで前者の妥当性および適用可能性を考察し、全強度接合設計が施された梁継手を持つ鋼架構の崩壊温度を系統立てて検討する。
- 4) 本論2章で述べた通り、高力ボルト個材は、0.5cm程度のせん断変形能力を有し、さらに高温下では最大2.4cm程度の残余変形能力を有するが、継手を含む架構全体のスケールが非常に大きな場合では、それらは早期に消費し尽くされる恐れがある。本章の後半部では、梁断面が大きな架構の場合、および梁の加熱スパンが大きな架構の場合に対して、スケール効果が架構の崩壊温度に及ぼす影響を検討する。

## 4. 2 母材と添え板の有限要素モデル

### 4. 2. 1 梁継手を長方形要素に分割

梁継手は、2次元長方形要素によってそれぞれ分割されるフランジ板、ウェブ板および添え板要素によって構成されるH型集成モデルとする。これを図4-2-1に示す。ウェブ長方形要素の各節点は図中x、y方向自由度を有し、フランジ長方形要素のそれらはx、z方向自由度を有する。また、同一x座標にあるフランジ要素節点のy方向自由度は、フランジ要素とウェブ要素との交点におけるウェブ要素節点のy方向自由度に等しいとする。継手各部に配された添え板要素は母材のフランジおよびウェブ長方形要素に等しいメッシュで分割されるが、母材と添え板要素の各節点は自由度を共有せず、同一座標を持つ両者の節点間をボルト要素で連結する。母材と添え板要素の長方形要素はボルト穴を有さないとする。その代わりに各板の厚さは、それと要素板幅との積がボルト孔分を控除した当該板要素の有効断面積に等しくなるように調整される。この要素板厚の調整法を図示したものが図4-2-2(a)、(b)である。(a)図に示す板(板厚 $t$ 、板幅 $b$ )はボルト径 $d$

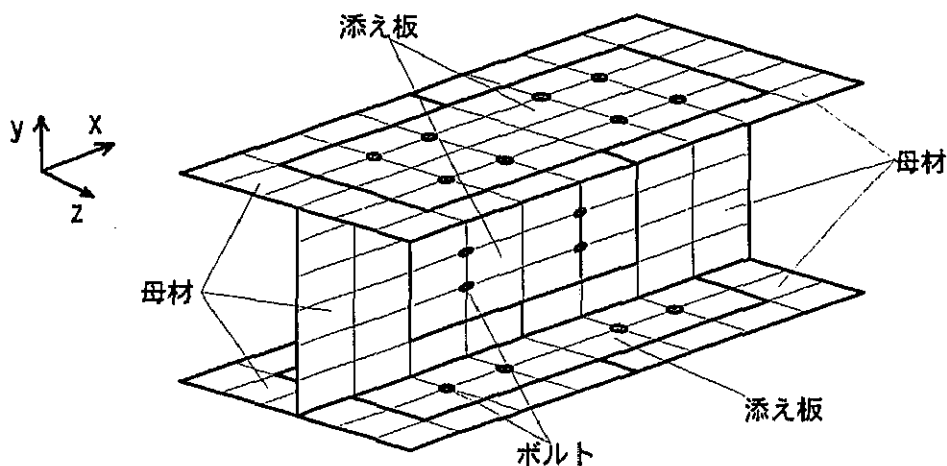
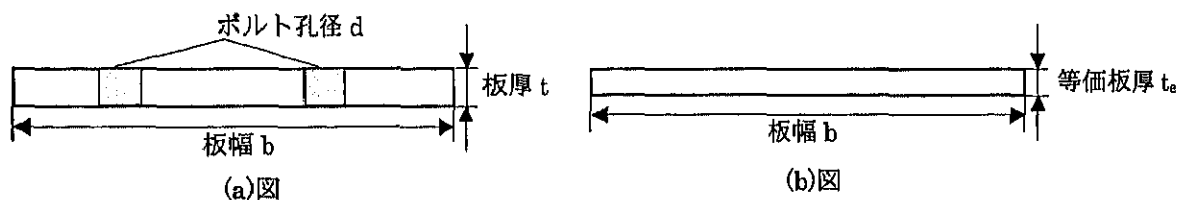


図4-2-1 梁継手を長方形要素に分割



ボルト孔の総断面積  $A_{be} = d \times t \times \text{ボルト孔数}$

板の有効断面積  $A_e = b \times t - A_{be}$

等価板厚  $t_e = A_e / b$

図4-2-2 梁継手における板要素の等価板厚

のボルト孔を有し、この板の有効断面積 $A_e$ は $A_e = b \times t - A_{be}$ で与えられる。ここに $A_{be}$ はボルト孔の総断面積である。上述の如く継手の板厚を調整すると、板の等価板厚 $t_e$ は、(b)図中に示す $t_e = A_e / b$ で与えられる。

この梁継手の有限要素モデルでは、母材、添え板が有するボルト孔の端抜け破断、およびボルト孔周りの応力集中現象を数値解析上で再現することはできない。継手の板要素が有するボルト孔の破断現象は、常温下では継手の終局状態を決定付ける重要な因子の一つである[57]～[60]。しかしながら、高温下では、温度上昇に伴うボルトの強度低下が母材、添え板のそれより激しいこと、梁に発生した熱応力によってボルトの豊かとは言えないせん断変形能力が早期に消費される恐れがあることを踏まえると、梁継手の高温終局状態は、殆どの場合において高力ボルトのせん断破断で決まると考えられる。それゆえ、母材、添え板が有するボルト孔の破断現象は高温時では二次的要因とも考えられるので、本論文では対象外とした。勿論、継手板が有するボルト孔の高温時破断現象に関しては綿密な検討を有する問題であり、これについては今後の研究課題になると考える。

#### 4. 2. 2 4 節点長方形要素

母材と添え板は各々4 節点長方形要素である[61]。継手に配されるウェブ要素、フランジ要素の節点変位をそれぞれ図 4-2-3(a)、(b)に示す。ウェブ長方形要素の各節点は図中 x、y 方向にそれぞれ u、v の節点自由度を有し、一方フランジ長方形要素のそれらは図中 x、z 方向にそれぞれ u、w の節点自由度を有する。2 次元長方形要素の場合、その要素内変位と節点変位との関係(この関係を変位関数、あるいは形状関数ともいう)は、各節点の並進自由度  $u_{1\sim 4}$ 、 $v_{1\sim 4}$ 、 $w_{1\sim 4}$  を用いると次式で与えられる。

<ウェブ長方形要素(a)図>

$$u = [A_w] \{U\} \quad (4-2-1)$$

$$v = [A_w] \{V\} \quad (4-2-2)$$

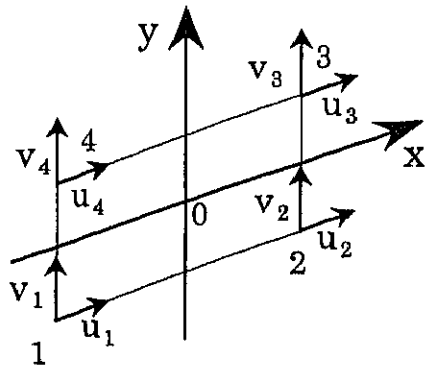
<フランジ長方形要素(b)図>

$$u = [A_f] \{U\} \quad (4-2-3)$$

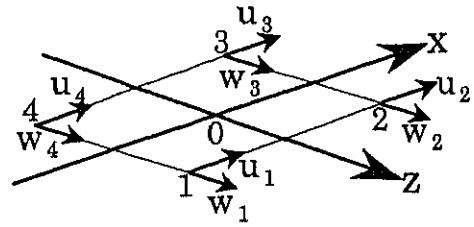
$$w = [A_f] \{W\} \quad (4-2-4)$$

ここに、

$$[A_w] = \left[ \frac{(x-a)(y-b)}{4ab}, \frac{(x+a)(y-b)}{-4ab}, \frac{(x+a)(y+b)}{4ab}, \frac{(x-a)(y+b)}{-4ab} \right]$$



(a)図



(b)図

図 4-2-3 ウェブ長方形要素、およびフランジ長方形要素の節点変位

$$[A_f] = \left[ \frac{(x-a)(z-b)}{4ab}, \frac{(x+a)(z-b)}{-4ab}, \frac{(x+a)(z+b)}{4ab}, \frac{(x-a)(z+b)}{-4ab} \right]$$

$$\{U\} = \begin{Bmatrix} u_1 \\ u_2 \\ u_3 \\ u_4 \end{Bmatrix}, \quad \{V\} = \begin{Bmatrix} v_1 \\ v_2 \\ v_3 \\ v_4 \end{Bmatrix}, \quad \{W\} = \begin{Bmatrix} w_1 \\ w_2 \\ w_3 \\ w_4 \end{Bmatrix}$$

である。上式中の  $a$  および  $b$  はそれぞれ長方形要素の 1 辺の長さである。ウェブ長方形要素内任意の位置  $x, y$  での歪  $\varepsilon_x, \varepsilon_y, \gamma_{xy}$ 、フランジ長方形要素内任意の位置  $x, z$  での歪  $\varepsilon_x, \varepsilon_z, \gamma_{xz}$  は、板の有限変位を考慮し、Lagrange 歪を近似した次式(4-2-5)~(4-2-10)とする。

<ウェブ長方形要素>

$$\varepsilon_x = u_x + \frac{1}{2}(u_x^2 + v_x^2) \quad (4-2-5)$$

$$\varepsilon_y = v_y + \frac{1}{2}(u_y^2 + v_y^2) \quad (4-2-6)$$

$$\gamma_{xy} = u_x + v_y + u_x u_y + v_x v_y \quad (4-2-7)$$

<フランジ長方形要素>

$$\varepsilon_x = u_x + \frac{1}{2}(u_x^2 + w_x^2) \quad (4-2-8)$$

$$\varepsilon_z = w_z + \frac{1}{2}(u_z^2 + w_z^2) \quad (4-2-9)$$

$$\gamma_{xz} = u_x + w_z + u_x u_z + w_x w_z \quad (4-2-10)$$

上式中の変位  $u, v, w$  の下添え字は偏微分を表す。

#### 4. 2. 3 継手板の高温時材料特性

継手板の鋼材は SS400 とし、文献[23]で提案された高温時応力  $\sigma \sim$  歪  $\varepsilon$  関係を持つとする。これを次式(4-2-11)に再録する。これは部材温度  $T$  と  $\varepsilon$  を与えることにより一義的に  $\sigma$  を得ることができる。

$$\sigma(\varepsilon, T) = \max \{ \sigma^{(1)}(\varepsilon, T), \sigma^{(2)}(\varepsilon, T) \} \quad (4-2-11)$$

$$\sigma^{(1)}(\varepsilon, T) = \min \{ E' \cdot \varepsilon, \sigma_y \}, \quad \sigma^{(2)}(\varepsilon, T) = f^{(1)}(\varepsilon, T) + f^{(2)}(\varepsilon, T)$$

$$f^{(1)}(\varepsilon, T) = \frac{E_H \cdot \varepsilon}{\{1 + (E_H / \sigma_{ot} \varepsilon)^n\}^{1/n}}, \quad f^{(2)}(\varepsilon, T) = \frac{E_{pt} \cdot \varepsilon}{\sqrt{1 + (\varepsilon / \varepsilon_2)^2}}$$

$$E_H = E' - E_{pt}, \quad \varepsilon_2 = 0.05$$

ここに、

$E'$  : 鋼材の初期弾性係数

$\sigma_y$  : 鋼材の降伏棚応力度

$E_{pt}$  : 鋼材の歪硬化の大きさを確定する係数

$\sigma_{ot}$  : 鋼材の引張強度の大きさを確定する応力度、

$n$  : 式の形状を規定する係数

である。図 4-2-4 に式(4-2-11)を、また表 4-2-1 に上式中の諸係数  $E', \sigma_y, E_{pt}, \sigma_{ot}, n$  の値を示す。式(4-2-11)から得られる歪 1% 時応力は  $\kappa(T)\bar{\sigma}_y$  に一致する。

上式(4-2-11)は、古村らが文献[17]で提案した高温時  $\sigma \sim \varepsilon$  関係を、 $\varepsilon$  が 0.05% を超えるような大歪領域まで拡張したものである。上式(4-2-11)による  $\sigma \sim \varepsilon$  関係と実験結果との対応関係は文献[62]に掲載されており、それによると上式(4-2-11)から得られる応力  $\sigma$  は、500°C を超えるような高温度域では実験結果と良好に一致するが、常温 ~ 400°C 程度の低・中温度域ではそれをやや下回る。これは、同式は低・中温域における青熱脆性効果が無視されているからである。このため、図 4-2-4 に見るように、常温(RT) ~ 400°C における  $\sigma \sim \varepsilon$  関係はほぼ同じ型の曲線で与えられる。

鋼の線膨張係数は部材温度によらず  $12 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  とし、線膨張歪は初期歪として扱う。鋼の多軸の弾塑性構成則は Prandtl-Reuss 則[63]に拠るとし、これより平面応力状態の応力 ~ 歪の増分関係式を得る。

上記長方形要素に対する力の釣合は仮想仕事の原理より得られる。これを離散化して支配方程式を得る手順、および Newton 法による漸近収束解手法は文献[64]で記述されたそれと同じである。当文献では、梁の 3 次元挙動が記述されているが、ここでは、板面内 2 次元挙動のみを対象とする。

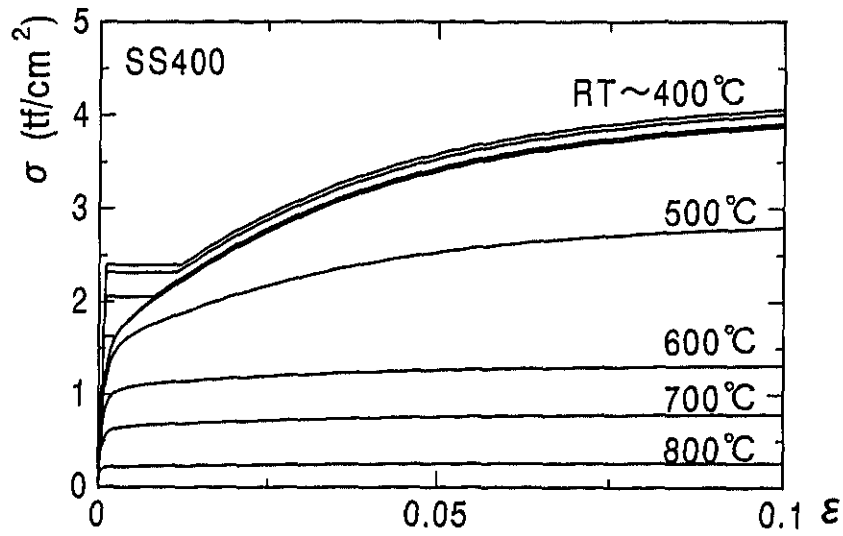


図 4-2-4 鋼材の高温時応力～歪関係 [23]

表 4-2-1 式(4-2-11)における諸係数の値 [23]

|                                                                                                                                                                                                     |                                                                                                                                                                                   |
|-----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| SS400                                                                                                                                                                                               |                                                                                                                                                                                   |
| $E' = (1.0 - 0.905 \cdot 10^{-6} \cdot T^2) \cdot \bar{E}$                                                                                                                                          |                                                                                                                                                                                   |
| $\sigma_y = (1.001 - 3.592 \cdot 10^{-6} T^2) \cdot \bar{\sigma}_y$                                                                                                                                 |                                                                                                                                                                                   |
| $\bar{E} = 2100 \text{tf/cm}^2$                                                                                                                                                                     |                                                                                                                                                                                   |
| $\bar{\sigma}_y = 2.4 \text{tf/cm}^2$                                                                                                                                                               |                                                                                                                                                                                   |
| $E_{pl} = (0^\circ\text{C}, 50.0 \text{tf/cm}^2), (400^\circ\text{C}, 50.0 \text{tf/cm}^2),$<br>$(600^\circ\text{C}, 5.0 \text{tf/cm}^2) \text{と} (850^\circ\text{C}, 0.0 \text{tf/cm}^2)$<br>を結ぶ線分 |                                                                                                                                                                                   |
| $\sigma_{oi} =$                                                                                                                                                                                     | $T \leq 600^\circ\text{C}$ のとき<br>$(0.759 + 1.933 \cdot 10^{-4} T$<br>$- 5.944 \cdot 10^{-6} T^2 + 2.179 \cdot 10^{-8} T^3$<br>$- 2.305 \cdot 10^{-11} T^4) \cdot \bar{\sigma}_y$ |
|                                                                                                                                                                                                     | $T > 600^\circ\text{C}$ のとき<br>$(600^\circ\text{C}, \sigma_{oi}(600^\circ\text{C}))$ と<br>$(850^\circ\text{C}, 0.0 \text{tf/cm}^2)$<br>を結ぶ線分                                      |
| $n_i = 1.7$                                                                                                                                                                                         |                                                                                                                                                                                   |



### 4.3 ボルト要素

母材と添え板の間に働く力を伝達するボルト要素のモデルを以下のように設定する。

高温下における高力ボルト継手のすべり耐力は温度上昇とともに大きく低下する。この要因として、温度上昇によりボルトの初期導入軸力が低下すること、継手の接合面が変化することによって摩擦係数  $\mu$  が低下すること等が挙げられる(本論1章の1.6.3節参照)。しかし、継手の高温終局強度およびそれに対応する変形能力は、高力ボルトの支圧効果によって、すべり時のそれらをそれぞれ大きく上回る。本論で着目しているのは終局強度であることに鑑みて、有限要素モデルにおける母材と添え板の間の力の伝達は、ボルトの支圧のみによるとする。したがって、本モデルは、継手にすべりが生じた後、ボルト軸部とボルト孔の壁面が接触し、継手中の全ファスナーが支圧状態に完全に移行した場合を想定している。

図4-3-1に、ボルト要素で連結された母材と添え板が板面に沿ってずれを生じた様子を示す。すなわち、ボルト要素とは最初同一座標を占めていた母材と添え板の節点を連結するバネモデルである。両節点の板面に沿うずれがボルト要素のせん断変形に対応し(図4-3-2)、バネの復元力が当該要素のせん断力に対応する。図4-3-3に、ウェブに配したボルト要素の母材側節点1と添え板側節点2の節点変位を示す。図中  $x$ 、 $y$  方向に、母材側節点1は節点変位  $u_1$ 、 $v_1$  を、添え板側節点2は節点変位  $u_2$ 、 $v_2$  を持つとする。両節点の  $x$  方向相対変位  $u$ 、 $y$  方向相対変位  $v$  は、両節点の4自由度  $u_1$ 、 $v_1$ 、 $u_2$ 、 $v_2$  を用いると、次式(4-3-1)のように表される。

$$\begin{Bmatrix} u \\ v \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} -1 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & -1 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_1 \\ v_1 \\ u_2 \\ v_2 \end{Bmatrix} \quad (4-3-1)$$

これを次式(4-3-2)のように略記する。

$$\{u\} = [B]\{U\} \quad (4-3-2)$$

図4-3-2中のボルト要素に生じたせん断変形は、 $u^* = \sqrt{u^2 + v^2}$  で与えられるとする。

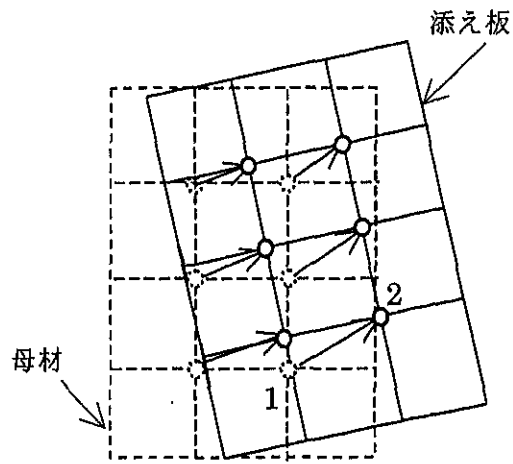


図 4-3-1 母材と添え板間の節点のずれ

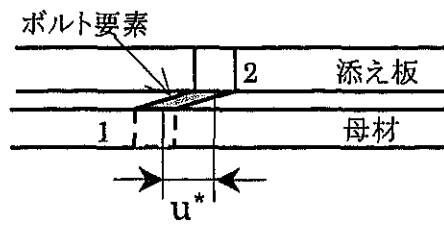


図 4-3-2 ボルト要素の変形

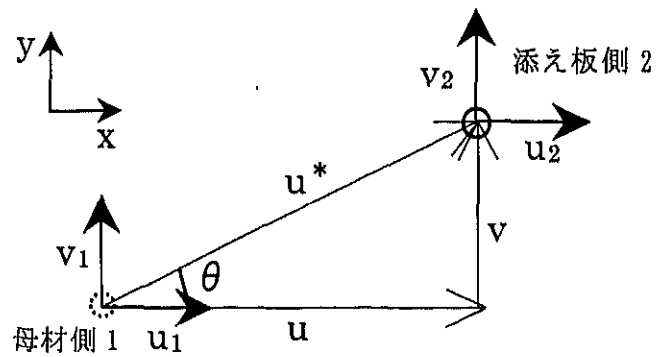


図 4-3-3 ボルト要素の節点変位

#### 4. 4 高力ボルト個材の高温時力学特性

前節の図 4-3-2 に示すように、有限要素モデルにおけるボルト要素は、母材と添え板間に作用した力を伝達するせん断バネ要素である。したがって、ボルト要素の力学特性を確定するためには、そのせん断応力 $\tau$ とせん断変形 $\Delta$ 関係が定式化され、それより得る接線係数、すなわちボルト要素のせん断ばね剛性が必要である。

高力ボルト個材の高温せん断応力 $\tau$ ～せん断変形 $\Delta$ 関係は、本論 2 章で概括した高力ボルトのせん断応力とせん断変形に関する既往の実験結果を踏まて、次式(4-4-1)、(4-4-2)で設定する。

$\Delta \leq 0.5\text{cm}$  のとき：

$$\tau = \kappa_B(T) \cdot \bar{\tau}_B (1.0 - \exp(-\mu\Delta))^\lambda \quad (4-4-1)$$

$\Delta > 0.5\text{cm}$  のとき：

$$(0.5\text{cm}, \tau(T, 0.5\text{cm})) \text{ と } (0.5 + \Delta_2(T)\text{cm}, 0) \text{ を結ぶ線分} \quad (4-4-2)$$

$\kappa_B(T)$ ：高力ボルトの強度低下率

$\bar{\tau}_B$ ：高力ボルトの最大せん断応力(tf/cm<sup>2</sup>)

$\mu$ ：継手板の鋼種に関わる係数(1/cm)

$\lambda$ ：高力ボルトの鋼種に関わる係数

$\Delta_2(T)$ ：最大せん断耐力到達後の変形能力(cm)、

( $\Delta_2(T)$ の式表示は式(4-4-3)に示す)

上式中の $\Delta$ はボルト自身のせん断変形と支圧変形の総和で与えられるものであり、前節で示したボルト要素のずれ量 $u^*$ は上式中のせん断変形 $\Delta$ に他ならない。上式は、ボルトのグリップ長さおよびボルトのせん断面の位置に依存することなく与えられる。また、硬化則として正・負塑性化に対する独立硬化則を採用する。

実際のファスナーのずれ変形は、前述の 2 変形(ボルトのせん断変形と支圧変形)の他にすべり変形を含む。継手のすべり変形はボルト軸部とボルト孔との径差にほぼ等しく、本論 2 章で述べた平島らの実験では 2mm 程度有する。これは継手の変形能力に寄与するものであるが、実際のボルト継手ではボルト軸部とボルト孔の径差は多様であり、それを一律に評価するのは困難である。このため有限要素モデルにおいてはすべり変形を無視することとした。

以下に式(4-4-1)、(4-4-2)について解説する。

$\Delta \leq 0.5\text{cm}$  のとき、高力ボルトの $\tau$ ～ $\Delta$ 関係式(4-4-1)は、本論 2 章で述べた Fisher らによる高力ボルトの常温 $\tau$ ～ $\Delta$ 関係式(2-3-1)に、高力ボルトの強度低下率 $\kappa_B(T)$ を乗じたものである。常温下における高力ボルトのせん断応力～せん断変形関係は、Fisher らによるものが用意されているので、ここでは、Fisher らによる式(2-3-1)の「形状」上の相似性を保持し、それを高温域に拡張することで、高力ボルトの高温せん断応力 $\tau$ ～せん断変形 $\Delta$ 関係を作成することとした。

上式(4-4-1)中の $\bar{\tau}_B$ は $0.6\bar{\sigma}_B$ で与えられる。ここに、 $\bar{\sigma}_B$ は高力ボルトの常温引張強度基準値(F10T級で $\bar{\sigma}_B=10\text{tf/cm}^2$ )である。一方、 $\mu$ と $\lambda$ は、それぞれ継手板および高力ボルトの鋼材に関する係数であり、それらの値は、本論2章の表2-3-1に高力ボルトの鋼種別に載せている。

本論の有限要素解析に用いるボルト要素と継手板要素の鋼種は、それぞれF10T、SS400であるが、Fisherらが提案した $\tau \sim \Delta$ 関係式には、高力ボルトF10T(A490)+継手板SS400(A7)の係数 $\mu$ 、 $\lambda$ は用意されていない。このため上式(4-4-1)中の $\mu$ と $\lambda$ には、便宜上、高力ボルトF10T(A490)+継手板SM490(A440)の係数值( $\mu=9.06$ 、 $\lambda=0.4$ )を用いることとした。これは、継手板の鋼種が異なる場合の係数值を用いることになるものの、継手板の鋼材の違いが $\tau \sim \Delta$ 関係に及ぼす影響は僅かである[54]。

本論2章の図2-2-1~2-2-4および図2-3-1には、Fisherらの実験結果[49]とともに、 $\bar{\tau}_B$ に $0.6\bar{\sigma}_B$ を用いた場合の常温 $\tau \sim \Delta$ 関係(実線)が併記されている。各図の実線は、Fisherらの既往実験結果(プロット印)の内側を包絡する曲線を描き、その最大せん断応力は安全側評価を与えることになる。

式(4-4-2)は、最大せん断耐力到達後の残余耐力を与える $\tau \sim \Delta$ 関係式である。これは、式(4-4-1)において、ボルトのせん断変形が変形限界0.5cmに達するときのせん断応力 $\tau(T, 0.5\text{cm})$ と、変形限界を超過しせん断応力が無抵抗状態になる $\tau=0$ とを結ぶ直線と与えられる。このせん断残余耐力区間に対応するせん断変形 $\Delta_2(T)$ は次式(4-4-3)で設定する。

$$\Delta_2(T) = \begin{cases} 0.0 & : RT \leq T < 400 \\ 0.7 + \frac{1.0}{100}(T - 400) & : 400 \leq T \leq 500 \\ 1.8 + \frac{0.6}{100}(T - 500) & : 500 \leq T \leq 600 \\ 2.4 & : 600 \leq T \end{cases} \quad (4-4-3)$$

式(4-4-3)は、平島らの実験結果から得た $\Delta_2$ (2章の図2-4-1参照)を折線で回帰したものである。これは、温度 $T$ が高くなるにつれて大きな変形能力を与える。ただし、600℃を上回る温度域では、せん断耐力到達後の変形能力を確認できる実験データ等がないので、一律に $\Delta_2=2.4\text{cm}$ とした。図4-4-1に温度 $T$ と $\Delta_2$ の関係を示す。

図4-4-2に、式(4-4-1)および式(4-4-2)による高力ボルト個材のせん断応力 $\tau \sim$ せん断変形 $\Delta$ 関係を示す。図の縦軸は $\tau$ (tf/cm<sup>2</sup>)、横軸は $\Delta$ (cm)である。図中の実線は式(4-4-1)、(4-4-2)から得る $\tau \sim \Delta$ 曲線である。400℃~700℃の $\tau \sim \Delta$ 関係は50℃おきにプロットされている。

常温~300℃では高力ボルトの強度低下率 $\kappa_B(T)$ が変化しないため、図に見るように、この温度域における $\tau \sim \Delta$ 関係は同一の曲線を描く。300℃を上回る温度域では、 $\kappa_B(T)$ が小さくなるに伴って $\tau$ は漸次小さくなる。

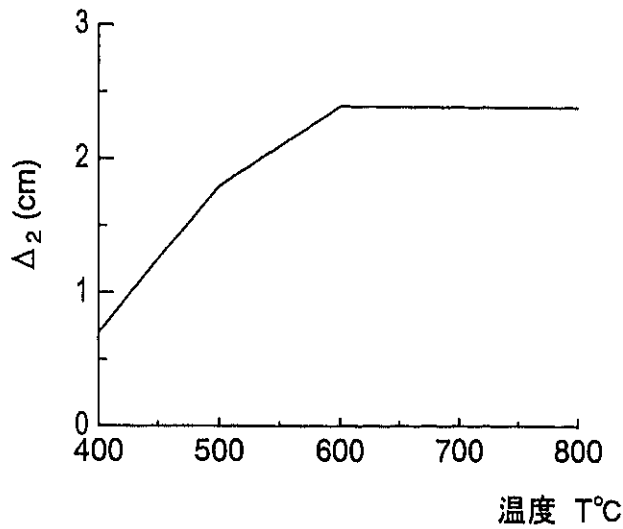


図 4-4-1  $\Delta_2(T)$ の温度依存性

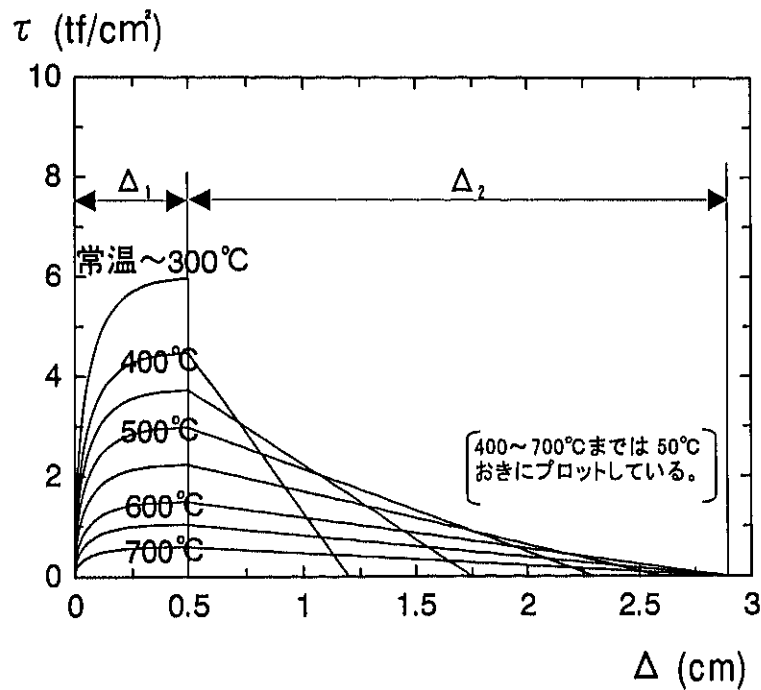
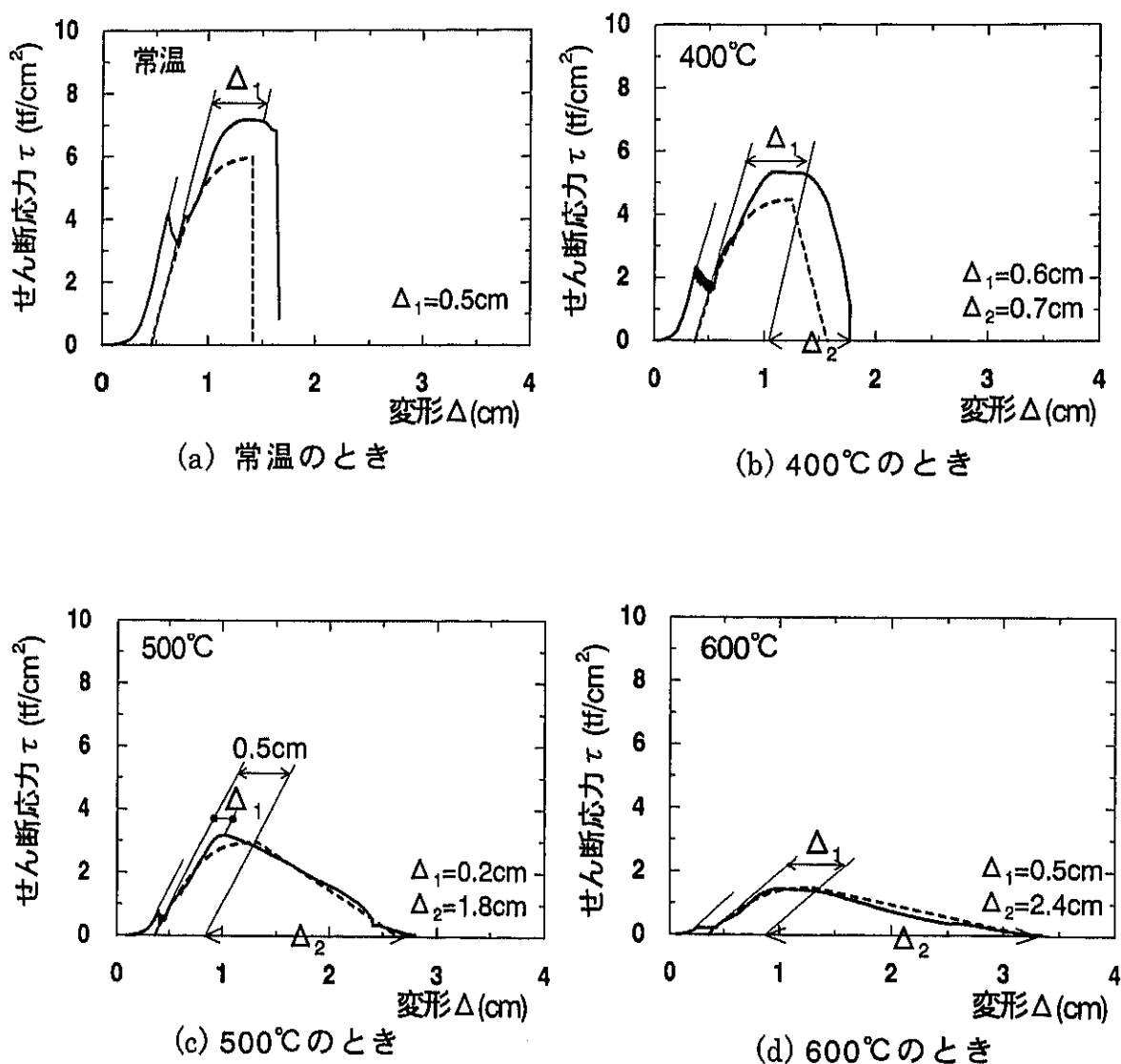


図 4-4-2 高力ボルト個材のせん断応力～せん断変形関係

常温～400°Cの温度域において $\Delta$ が0.5cmに至ると、ボルトは破断したものとし、 $\tau=0(\text{tf/cm}^2)$ を返す。一方、温度 $T$ が400°Cを上回る温度域では、図 3-5-2 に示すように、最大せん断耐力到達後に残余耐力を有し、 $\Delta$ が $0.5 + \Delta_2(T)$ を超過した場合に、ボルトは無抵抗状態になったものとし、 $\tau=0(\text{tf/cm}^2)$ を返す。

図 4-4-3(a)、(b)、(c)、(d)に、式(4-4-1)、(4-4-2)より得る $\tau \sim \Delta$ 関係と、平島らによるボルト継手の高温実験結果[43]を比較した結果を示す。同図には常温、400°C、500°C、600°Cの場合が示

される。各図の横軸は継手の変形量、縦軸はボルトのせん断応力である。実線は実験結果であり、それはボルト自身のせん断変形の他に、継手板の弾性変形を含む。一方、破線は、式(4-4-1)、(4-4-2)より得る  $\tau \sim \Delta$  曲線の  $\Delta$  に、各温度の継手板の弾性変形(図中左から2番目の細実線から得る変形)を加えた曲線である。図より、破線は各温度における継手の挙動(図中太実線)を大凡捉えているといえる。



実線：実験結果 文献[43]  
破線：式(4-4-1)、(4-4-2)

図 4-4-3 高温時におけるボルト継手の  $\tau \sim \Delta$  関係

#### 4. 5 ボルト要素の剛性方程式

単一のボルト要素に対する力の釣合は仮想仕事式で表すと次式(4-5-1)の通りである。

$$\{\delta U\}^T \{dP\} = \delta u^* \cdot d\tau A_B \quad (4-5-1)$$

ここに

$\{P\}$  : ボルト要素の節点変位  $\{U\}$  に共役な節点力ベクトル

$A_B$  : ボルトのせん断面積

$d$  : 増分を表す

$\delta$  : 変分を表す

$\{\ }^T$  : 転置ベクトルを表す

である。上式中の増分  $d$  は小さいことを念頭においているが、有限である(無限小ではない)。上式(4-5-1)の右辺の各量は次式(4-5-2)、(4-5-3)で与えられる。

$$\delta u^* = \frac{(u \cdot \delta u + v \cdot \delta v)}{u} = [\cos\theta, \sin\theta] \{\delta u\} = [T] \{\delta u\} = [T][B] \{\delta U\} \quad (4-5-2)$$

$$d\tau = K_t du^* = K_t [T] \{du\} = K_t [T][B] \{dU\} \quad (4-5-3)$$

ここに

$\theta$  : 図 4-3-3 に示すボルトのずれ変位の傾き

$[T] = [\cos\theta, \sin\theta]$

$K_t$  : 式(4-4-1)、(4-4-2)の与える  $\tau \sim \Delta$  曲線の接線係数

である。これらを式(4-5-1)に代入して、次のボルト要素の増分剛性方程式を得る。

$$\{dP\} = A_B K_t [B]^T [T]^T [T][B] \cdot \{dU\} \quad (4-5-4)$$

式(4-5-4)において、右辺の  $A_B K_t [B]^T [T]^T [T][B]$  の項がボルト要素の要素剛性マトリクスとなる。

#### 4. 6 梁と梁継手との接続モデル

架構内の梁に継手を設けるために、有限要素解析においては、隣接する梁要素の間に梁継手の有限要素を挟み込む。梁と継手を接続するモデルを図 4-6-1 に示す。同図には梁継手の左半分と左側に隣接する梁との接続が描かれている。図中の梁要素は文献[22]で扱ったそれと同種であり、以下に示す火災高温時における基本的な 3 因子(1)~(3)を精算対象とした有限要素モデルである[22]。

- (1) 梁要素の高温材料特性は実情に即した材料非線形関係を持つとする。それは 4.2.3 節の式(4-2-11)で与えられる。
- (2) 鋼材の線膨張を考慮して、熱応力の影響を検討できるようにする。線膨張係数は温度に依らない一定値 $12 \times 10^{-6} K^{-1}$ で与える。
- (3) 高温下の梁のハンモック現象等、有限変位による幾何学的非線形効果を検討できるようにする。そのために歪 $\varepsilon$  (部材材軸方向の垂直歪)は、未知変位場の次の関数で与えられる。

$$\varepsilon = u_b' - z_b w_b' + \frac{1}{2} w_b'^2 \quad (4-6-1)$$

ここに、 $u_b$  と  $w_b$  はそれぞれ梁材軸方向変位およびそれに直交する構面内変位、 $z_b$  は横断面内寸方向座標、 $'$  は材軸方向座標による微分である。上式(4-6-1)は、材の変形が構面内の平面保持変形に限定されることを意味する。

この線要素である梁と 2 次元長方形要素で組み立てられた立体的な梁継手の両境界を力学的に

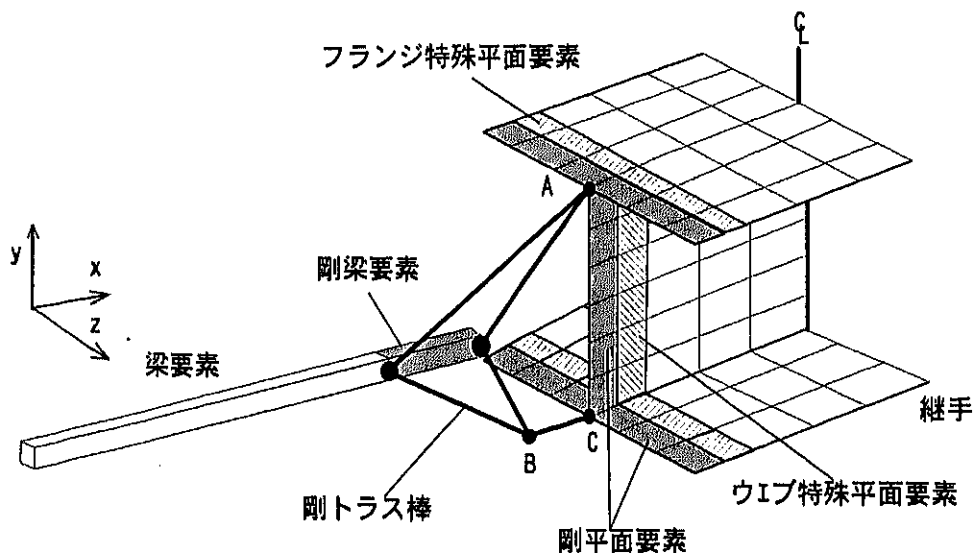


図 4-6-1 梁要素と梁継手との接続



矛盾無く接続するために、剛梁要素と剛トラス棒を用いて、図 4-6-1 のように両者を接続する。図中 BC 間の剛トラス棒は部材軸(図中 x 軸)に平行である。図に示す接続モデルでは継手の A 点にせん断力が集中するため、継手のフランジとウェブの材端に剛平面要素を配する。さらに、この剛平面要素によって継手材端要素の変形が拘束されないように、フランジでは  $\varepsilon_z$  に対しては完全柔で  $\varepsilon_x, \gamma_{xz}$  に対しては剛な弾性係数をもつフランジ特殊平面要素を、ウェブでは  $\varepsilon_y$  に対しては完全柔で  $\varepsilon_x, \gamma_{xy}$  に対しては剛な弾性係数をもつウェブ特殊平面要素を組込む。

以上に示した梁継手の有限要素モデルを用いることにより、梁継手を持つ鋼架構の火災高温時挙動を詳細に追跡することができる。

## 4. 7 梁継手を含む架構の数値解析

### 4. 7. 1 数値解析対象モデル

梁継手を含む架構の数値解析モデルとして、図 4-7-1 に示すト型架構の下層部で火災が発生する場合、および図 4-7-2 に示す均等な基部固定 2 層 9 スパン架構の下層最内部のスパン内で火災が発生する場合を対象とする。前者は、外柱を含む 2 層分の柱とそれに隣接する梁を抽出した架構であり、高温化する梁の伸び出しを外柱が比較的弱く拘束するモデルである。一方、後者は、高温化する梁の伸び出しを常温下にある周辺架構が強く拘束するモデルであり、火災層に配された梁継手には大きな材軸方向の熱応力が作用することになる。図 4-7-2 に示されている架構は 2 層 9 スパン架構の左半分である。数値解析では、梁に発生した熱応力が梁継手に与える影響を検討するため、上記二種の架構を採用した。

両架構において、火災層のスパンを形成する柱と梁および梁継手(図 4-7-1 および図 4-7-2 中の黒塗り表示の部材)は一律に高温化し、その他の部材は常温に止まるとする。梁上には一様分布荷重  $q$  を、一方、柱の頂部には、全ての柱の軸力がほぼ等しくなるように、図中に示す鉛直力を作用させる。

階高  $h$  と火災を想定するスパン以外の梁半スパン  $L_2$  は何れも 300cm に固定し、火災発生部の梁半スパン  $L$  が 300cm( $L/h = 1$ )および 600cm( $L/h = 2$ )である 2 ケースを検討する。 $L/h$  が 2 の架構では、それが 1 の架構に比べて梁の加熱スパンが長くなるので、梁に発生する熱応力は大きくなる。柱から梁継手までの距離  $l$  は実情を参考にして 100cm に固定する。実際の架構では、柱梁仕口を含む鋼柱の運搬に関する諸事情、および内スパンの梁を接合するときの施工上の理由により、 $l$  は概ね 100cm 程度になる場合が多い。

全柱の断面は□-350×350×10、全梁のそれは H-460×200×10×15 とする。またこれとは別に、4.11 節において梁断面が大きな架構に対して数値解析を施す。図 4-7-3 に梁継手の詳細を示す。梁継手のフランジ部には 6 本、ウェブ部には 4 本の高力ボルトをそれぞれ配する。それらは全て二面せん断である。ウェブおよびフランジに配する添え板はそれぞれ 2 枚である。高力ボルト間のピッチ(応力方向の高力ボルト間距離)は 60mm、添え板のはしあき寸法(端部ボルトから添え板の縁端までの距離)は 40mm とする。

柱、梁および添え板の鋼材は SS400 とし、その応力～歪関係は 4.2.3 節の式(4-2-11)に拠るものとする。一方、梁継手に配する高力ボルトは F10T とし、そのせん断応力～せん断変形関係は 4.4 節の式(4-4-1)、式(4-4-2)に依るものとする。

梁継手には最適な全強度接合設計が施されるものとし、それを規定する設計式は、本論 3 章 3.5 節の式(3-5-9)～(3-5-12)で与えられる。表 4-7-1 に数値解析に用いたボルト径と添え板厚を示す。それらは全ボルト孔径を 20mm として式(3-5-9)～(3-5-12)から算出した。ただし有限要素解析に際しては、継手板はボルト孔を有さないのので、その代わりに梁材のフランジ、ウェブ板および添え板の板厚を 4.2.1 節に述べたように補正する。

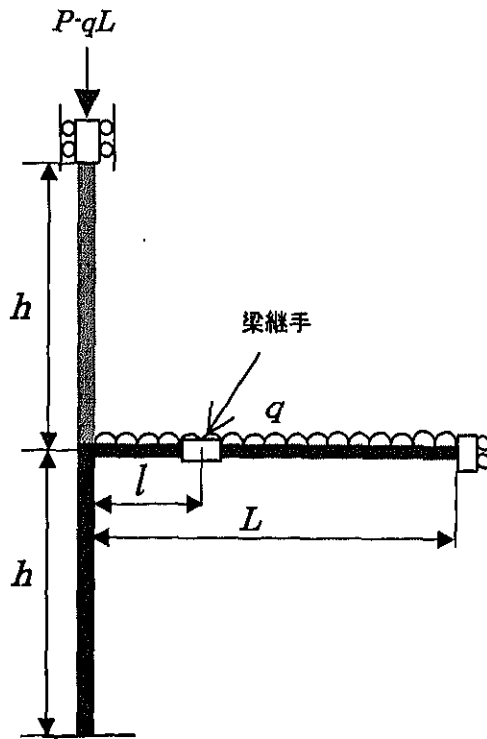


図 4-7-1 ト型架構解析モデル

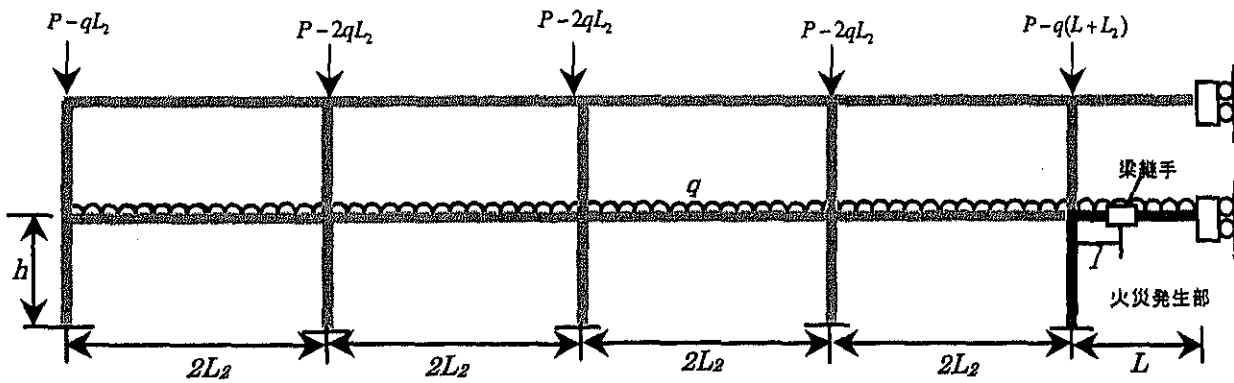


図 4-7-2 2層9スパン架構解析モデル

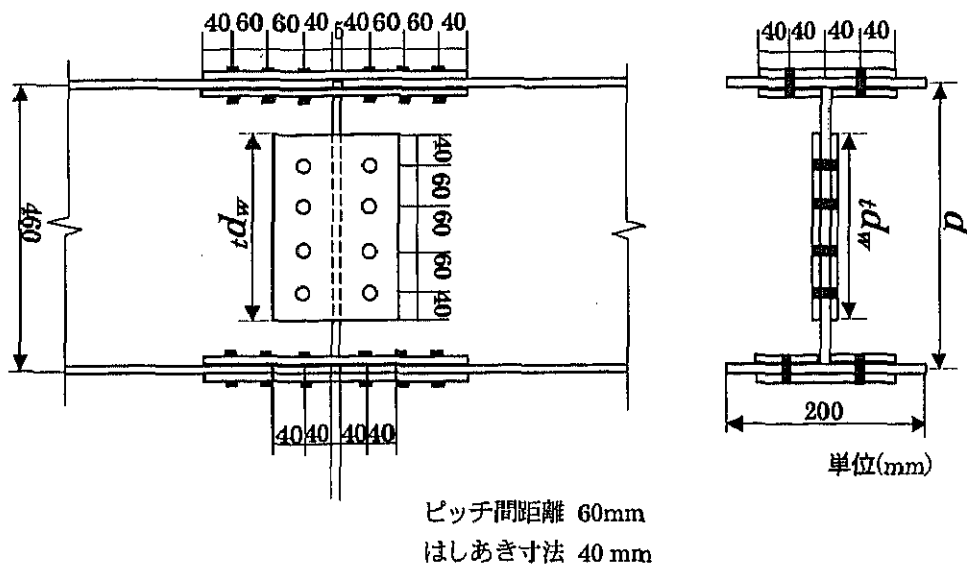


図 4-7-3 梁継手の数値解析モデル

表 4-7-1 ボルト径と添え板厚  
(梁断面が H-460×200×10×15 の場合)

|            |        |
|------------|--------|
| ウェブボルトの直径  | 18.5mm |
| フランジボルトの直径 | 18.1mm |
| ウェブの添え板厚   | 16.1mm |
| フランジの添え板厚  | 10.0mm |

表 4-7-2 数値解析パラメータと  
解析対象範囲

|                       |          |
|-----------------------|----------|
| 梁柱長さ比 $L/h$           | 1, 2     |
| 火災層の柱軸力比 $\bar{p}$    | 0.1, 0.3 |
| 梁上荷重の無次元値 $\tilde{q}$ | 0.1~0.9  |

表 4-7-2 に数値解析パラメータと解析範囲を示す。表中に示す柱軸力比  $\bar{p}$  は  $\bar{p} = P/(\sigma_y \cdot A_c)$  であり、梁上荷重の無次元値  $\tilde{q}$  は 2 節の式(3-5-1)で与えられるそれと同じである。ここに  $A_c$  は柱の断面積、 $\sigma_y$  は常温時降伏強度である。

$\bar{p}$  の解析対象範囲を  $\bar{p} \leq 0.3$  としたのは、これ以上の柱軸力比については、柱崩壊が支配的になると考えられるからである。一方、梁上荷重の無次元値  $\tilde{q}$  については、梁継手に作用する荷重の影響を検討するため 0.1 から 0.9 までとし、かなり大きな梁上荷重についても解析対象範囲とした。ここで  $\tilde{q} = 1.0$  とは常温において常時梁上荷重によって梁が崩壊することを意味し、実用的にはこのようなことはあり得ない。特に、耐震設計を施されるラーメン中の梁は常時梁上荷重に対して相当余裕があり、梁上荷重は  $\tilde{q} \leq 0.3$  の範囲にほぼ収まる。

有限要素解析における継手板要素のメッシュ分割は以下に示す通りである。梁材のフランジ板については、材軸方向に 10 等分に、面外方向に 4 等分にメッシュ分割する。また、梁材のウェブ板については、材軸方向に 10 等分に、断面丈方向に 7 等分にメッシュ分割する。一方、フランジ

に配する添え板については材軸方向に 8 等分に、面外方向に 4 等分に、ウェブに配する添え板については材軸方向に 4 等分に、断面丈方向に 5 等分にメッシュ分割する。数値解析結果はメッシュ分割の取り方に影響を受ける可能性があるので、試みに、前述のメッシュ分割を全て 2 倍にして、数例について解析を行ってみた。しかしながら、このように細かくメッシュ分割したところで、数値解析結果には殆ど差異が見られなかった。

梁継手の左右両端に配される継手板の剛要素、およびフランジ・ウェブ特殊平面要素(4.6 節の図 4-6-1 参照)の材軸方向板幅はそれぞれ 1cm とした。同様に、梁継手と梁要素を連結する剛梁要素の材軸方向長さも 1cm とした。なお、剛要素が有する弾性係数  $E$  には極めて大きな値( $1.0 \times 10^{10} \text{tf/cm}^2$ )を代入した。

#### 4. 8 数値解析例

色々な構造条件下にある梁継手を持つ架構の崩壊温度を系統的に把握するために精算解析によってパラメトリックスタディを試みる。これに先んじて、梁継手を有する架構の精算例3つを観察しておく。火災時における架構の崩壊過程は、ほぼこの3類型に分類されると考えられるからである。

##### 4. 8. 1 精算例[1]

図4-8-1(a)~(e)に、2層9スパン架構に $L/h=1$ 、 $\bar{p}=0.1$ 、 $\bar{q}=0.3$ を設定した場合の解析例を示す。(a)図は温度上昇に伴う梁の軸力の変化を示す。図の横軸は部材温度(°C)、縦軸は梁の軸力(tf)である。図中の実線は継手を持つ架構の梁の軸力温度履歴を表し、一方、継手を持たない架構のそれは破線で併記されている。

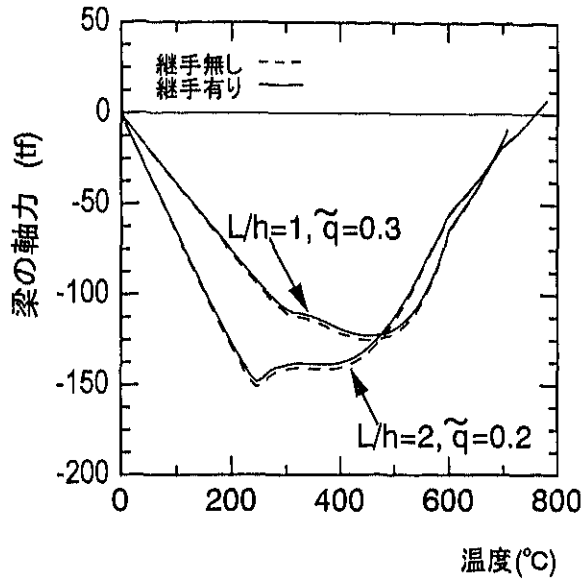
(b)と(c)図は、それぞれウェブに配したボルト個材の温度上昇に伴うせん断応力とせん断変形の変化の様子を示す。同様に(d)、(e)図はそれぞれ下フランジに配したボルト個材のせん断応力とせん断変形の変化の様子を示す。(b)~(e)図ともに、図の横軸は部材温度(°C)であり、(b)、(d)図の縦軸はボルトのせん断応力(tf/cm<sup>2</sup>)、一方(c)、(e)図の縦軸はボルトのせん断変形(cm)である。(b)~(e)図において番号を付した曲線群は、(c)および(d)図に埋め込んだ継手図中の同番号のボルトの挙動を表す。また、(b)図にはボルトに作用する平均せん断応力が横実線で併記されている。ここに作用平均せん断応力とは、継手に作用する梁上荷重 $q(L-l)$ をウェブに配したボルトのせん断面積の総和で除した商である。

約400°Cを下回る部材温度域では、梁の軸圧縮力は温度上昇と共に激しく増加する。加熱された梁の伸び出しが周辺架構に拘束されるからである。この圧縮力は熱応力である。これに伴い、(b)、(d)図に見るように、継手のウェブおよびフランジに配したボルト群のせん断応力も増加する。

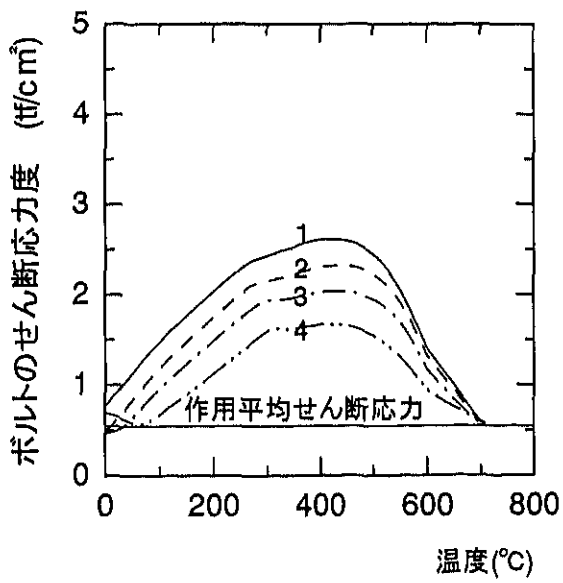
しかし上記を上回る温度に至ると、梁の軸圧縮力増加は止み、次には減少に転ずる。(a)図より、梁の軸圧縮力は継手の有無に関係なくほぼ等しく減少することから、これをもたらすものは、継手の塑性変形による応力再配分ではなく、専ら梁端と梁中央に形成される塑性ヒンジの回転および収縮による応力再配分であることが分かる。

(b)図における各ボルトのせん断応力の差は、各ボルトの曲げモーメント負担分の差にほぼ対応する。ボルト1には梁の軸圧縮力と曲げの圧縮力が重畳するため、そのせん断応力は他と比べて大きくなる。また、(d)図に示す下フランジのボルト群には曲げの圧縮力と梁の軸圧縮力が重畳して作用しており、さらにunbuttoning現象[65]により両端に配したボルト1、3に応力集中することが分かる。

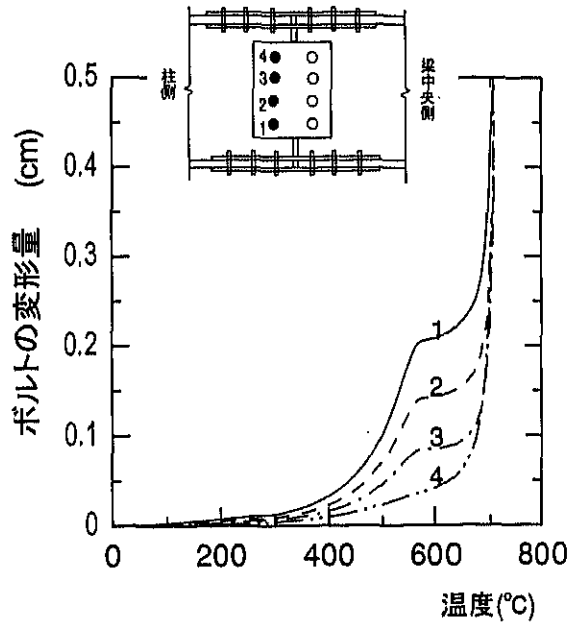
(b)図に示すウェブボルト群のせん断応力の変化を見ると、500°Cを上回る温度域では、梁の軸力の減少に呼応して各ボルトのせん断応力も同様に減少し始めること、さらに各ボルトのせん断応力差が縮まることが分かる。後者は、ウェブに配したボルトの曲げモーメント負担が減少し始めることを意味する。その減少分はフランジに配したボルトに再配分される。この応力再配分は、ウェブに配したボルトの塑性変形によってもたらされる。



(a) 火災層の梁の軸力

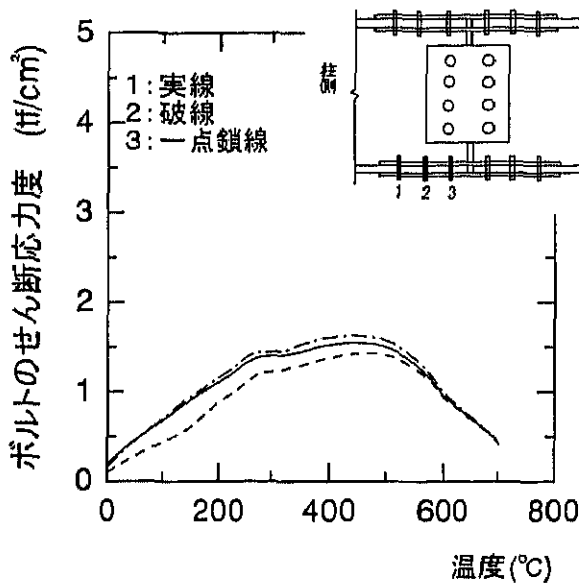


(b) ウェブボルトのせん断応力

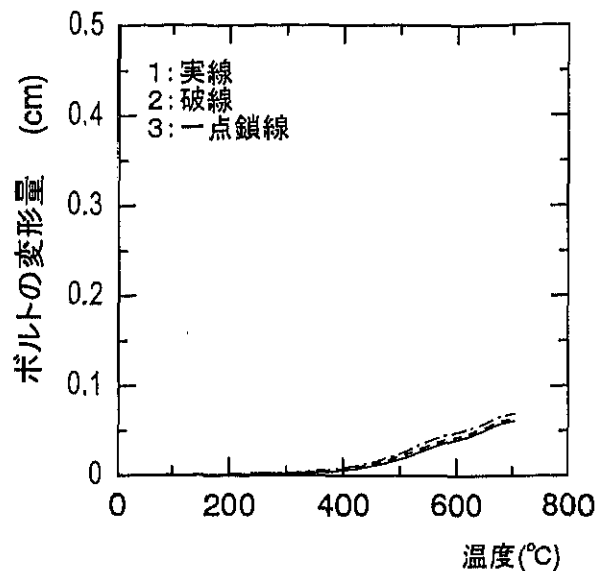


(c) ウェブボルトのせん断変形

図 4-8-1 梁の軸力、ボルトのせん断応力、せん断変形量温度履歴  
(2層9スパン架構  $L/h=1$ 、 $\bar{p}=0.1$ 、 $\tilde{q}=0.3$ )



(d) フランジボルトのせん断応力



(e) フランジボルトのせん断変形

図 4-8-1 梁の軸力、ボルトのせん断応力、せん断変形量温度履歴  
(2層9スパン架構  $L/h=1$ 、 $\bar{p}=0.1$ 、 $\bar{q}=0.3$ )

550～650°Cの範囲で観察されるボルト1、2、および3のせん断変形増加の停滞((c)図)は、上記応力再配分に対応して、これより低温域では軸力+曲げモーメントを負担するために専ら梁の軸方向にせん断されていたボルトが、もはやこの方向にはせん断され得なくなったことを意味する。これより高温域では再びボルトのせん断変形は増加する。これは、ボルトが梁の断面丈方向(つまり上下方向)にせん断され始めることを意味する。

(d)図より、600°Cを上回るような温度域に到達すると、フランジに配したボルトのせん断応力も均一化し始める。これは、それらが塑性化することでunbuttoning現象が緩和されるからである((e)図)。かくして、継手に配したボルト群のせん断応力は、(b)、(d)図に見るように、温度上昇と共に漸減かつ均一化に向かう。

部材温度が702°Cになると、ウェブに配した全ボルトのせん断応力はほぼ均一化し、それらは作用平均せん断応力に等しくなるに至る((b)図)。これは一方で、ウェブに配した全ボルトの軸力負担および曲げモーメント負担が共にほぼ零に帰し、ウェブのボルト群はほぼ梁上荷重によるせん断力のみを負担する状態に至ることを意味する。これがこの架構の終局状態であり、したがって崩壊温度は先の702°Cである。実際、(c)図に見るように、何れのボルトのせん断変形もこの温度に近づくと急に増加し始めている。この架構の終局状態は、2章で述べた継手のせん断崩壊型が想定するものに一致する。

(a)図より、このとき梁の軸圧縮力はほぼ零に帰しており、梁端と梁中央に形成される塑性ヒンジの回転および収縮による応力再配分によって、梁に発生した熱応力はほぼ消滅したことが分かる。また、702°Cにおけるフランジに配した各ボルトのせん断変形は概ね0.1cm以下であり、継



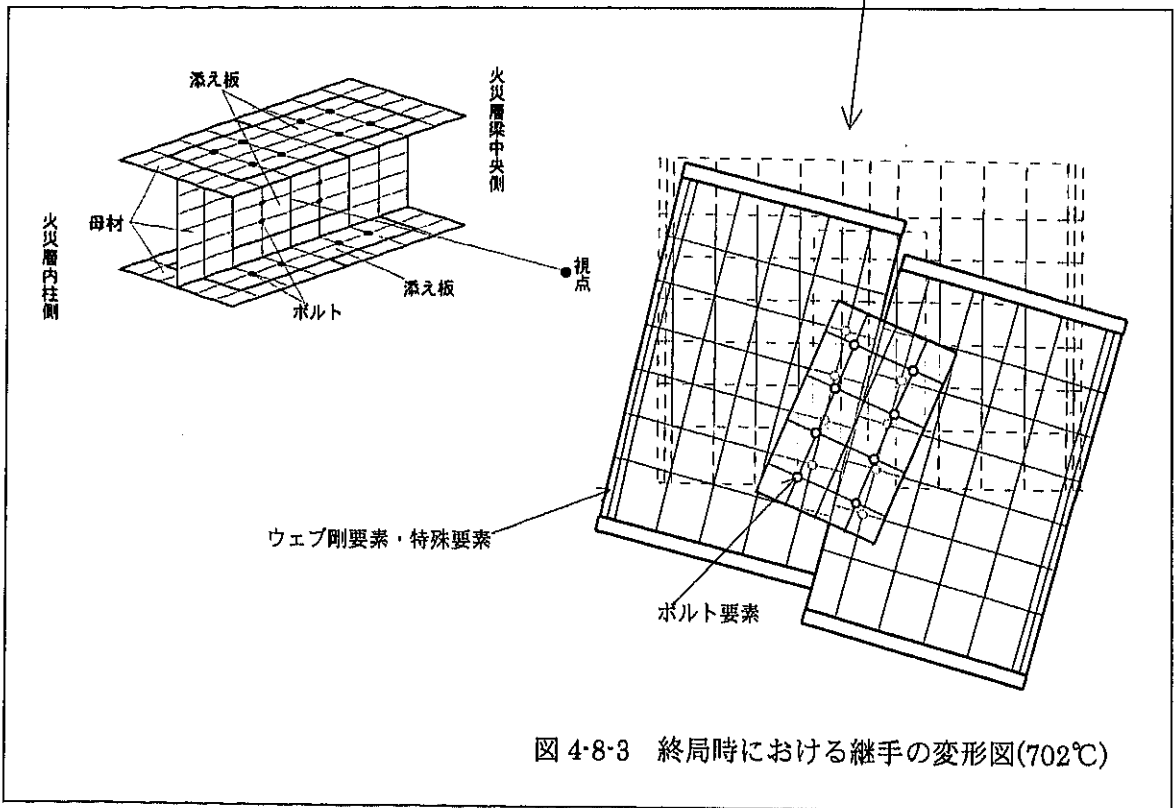
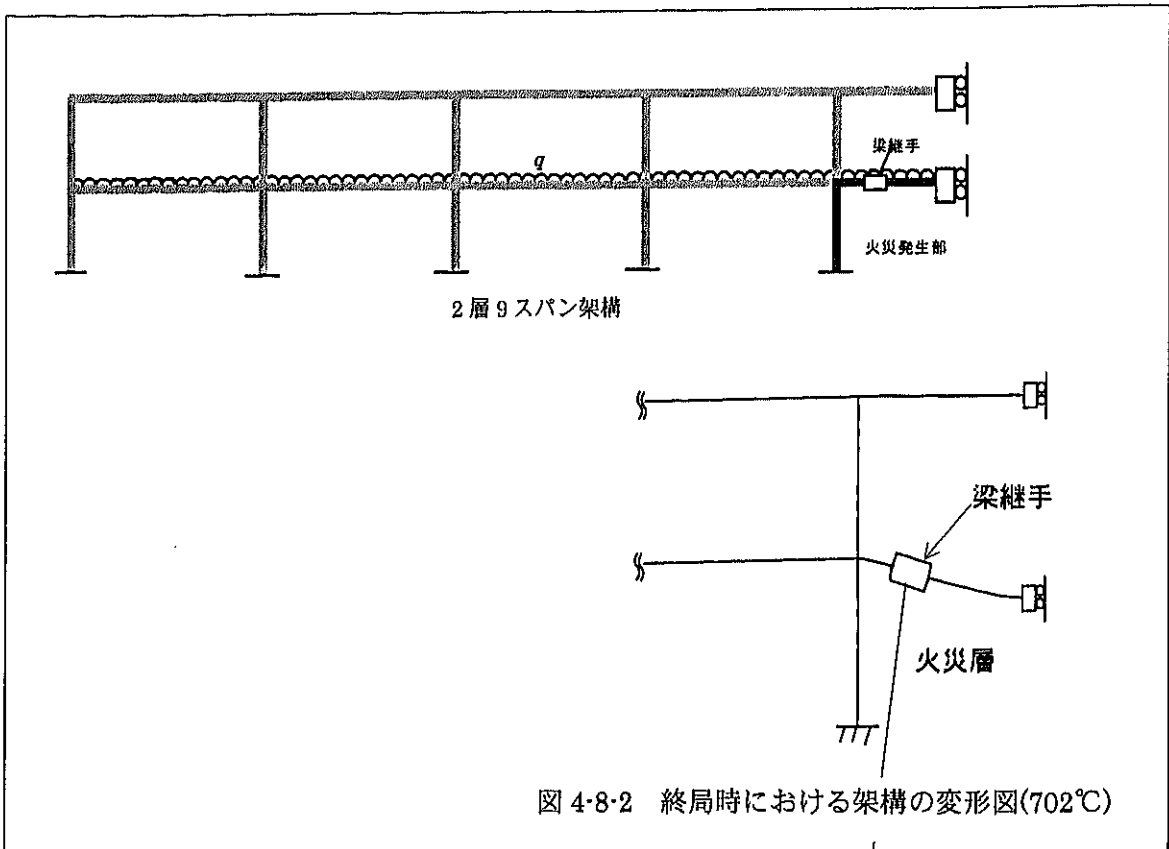
手のせん断崩壊時、フランジのボルトは健全であることが分かる。

図 4-8-2 と図 4-8-3 に、崩壊温度 702℃における、火災層とその周辺にある各部材の変位図と、火災層に配した梁継手の変形図を示す。図 4-8-2 の下段に示す部分架構は、同図中の上段に示す 2 層 9 スパン架構から、火災層とその周辺架構を摘出し拡大したものであり、火災層を構成する柱、梁および梁継手が高温化する場合である。図 4-8-3 は、梁継手のウェブ板を正面から見たときの変形図である。同図中の実線は崩壊温度 702℃における梁継手の変形図を表す。一方、図中破線は常温、すなわち加熱前における継手の変形図を表す。図 4-8-2 および図 4-8-3 とともに、変形倍率は 5 である。

図 4-8-3 中、ボルト要素が組込まれた母材および添え板の節点には○印を示す。○印でそれぞれ示される母材側節点と添え板側節点間のずれ量が、当該ボルト要素に生じたせん断変形である。梁継手のウェブ板の左右両端には、4.6 節の図 4-6-1 中に示す剛要素およびウェブ特殊平面要素がそれぞれ組込まれている。

図 4-8-2 より、火災層の梁には下方たわみが発生しているのが分かる。既往の研究によると、高温化した梁の下方たわみが急増するときの部材温度は、梁に発生した熱応力が零に帰するときの部材温度にほぼ一致することが明らかにされている[23]。この場合の架構についても、図 4-8-1(a)に見るように、崩壊温度 702℃における梁の軸圧縮力は概ね零に帰し、この崩壊温度に達する直前に梁の下方たわみが急増し始めた。梁の下方たわみが急増する途上で、梁継手のウェブに配した全ボルトが高温せん断耐力に至り(図 4-8-1(b))、梁継手がせん断崩壊するのである。図 4-8-3 より、梁継手が断面丈方向にせん断されている様子が良く分かる。

架構の崩壊温度(702℃)を下回る温度域では、継手に配した全ボルトについて、せん断変形は変形限界能力である 0.5cm を下回っている((c)、(e)図)。したがってこの精算例では、ボルトの変形能力は架構の健全な応力再配分を促すに十分な大きさであったといえる。



#### 4. 8. 2 精算例[2]

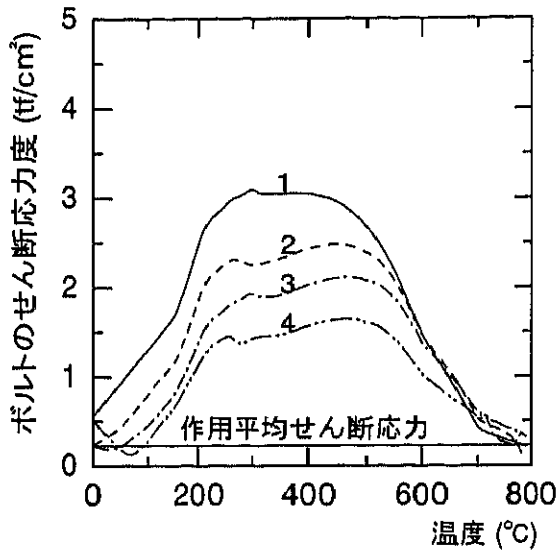
2層9スパン架構に $L/h = 2$ 、 $\bar{p} = 0.1$ 、 $\bar{q} = 0.2$ を設定した場合の解析例を示す。図4-8-1(a)と図4-8-4(a)~(f)にこの例の解析結果をまとめる。図4-8-4(a)および(b)は、それぞれボルトのせん断応力、ボルトのせん断変形の温度履歴である。同図(c)、(d)は、(b)図に示す各ボルトのせん断変形の梁断面丈方向成分と材軸方向成分の温度履歴である。(c)図におけるボルトのせん断変形の符号は、ボルトが図3-4-2(b)の方向にせん断されるときを正とし、(d)図におけるそれは、梁の材軸が長くなる方向にボルトがせん断されるときを正とする。一方、(e)、(f)図はそれぞれ下フランジに配したボルト個材のせん断応力とせん断変形の変化の様子を示す。

4. 8. 1節で述べた精算例[1]の架構に比べ、この架構の加熱される梁はより長いので、図4-8-1(a)に見るように、加熱初期段階では梁の軸圧縮力の増加はより激しくなる。さらに梁上荷重もより小さいので、拘束される梁の軸方向伸び出しは自身のたわみに転化し難く、これも軸圧縮力の増加に拍車をかける。これに対応して、約250℃を下回る部材温度域では、継手に配した各ボルトのせん断応力(図4-8-4(a)、(e))も温度上昇と共に急増加する。梁の軸力およびボルトのせん断応力の増加が鈍りこれが停滞を始める温度が前の数値解析例のそれより低いのは、急な応力上昇が梁の降伏を早めるからである。

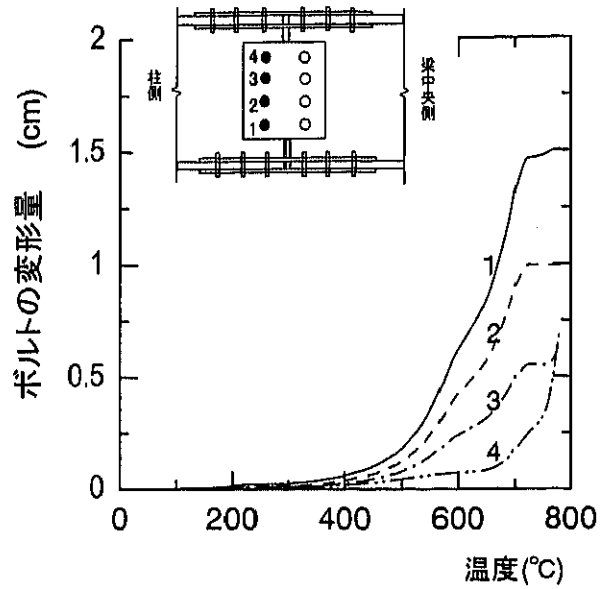
250℃を超えると、梁の軸圧縮力は自身の塑性化により停滞を始め次には減少に転ずる(図4-8-1(a))。ウェブに配されるボルトの曲げモーメント負担は、ボルトの塑性化が顕在化し始める((b)図参照)約450℃に至るまでは増え続け、この後、暫時停滞の後、やや減少して590℃に至る((a)図)。590℃はボルト1がせん断変形の能力限界0.5cmに達する温度である。ボルト1にせん断変形が集中するのは、精算例[1]の場合にもそうであったのと原因は同じである。その集中がより激しく、応力再配分が完結しないうちにボルトの変形が変形能力限界に達してしまうのは、加熱初期において梁の軸力が急増加したのと原因は同じである。590℃における各ボルトのせん断変形方向およびその大きさから(図4-8-4の(c)、(d)参照)、このときの継手の塑性変形は曲げ型モードが支配的であることが分かる。実際、このときには、梁継手の下フランジ部に配したボルト、およびフランジ板および添え板も既に塑性化している((f)図)。

上記を上回る温度域では、変形能力を超えたせん断変形に対してもボルトは残余耐力を有するから、架構はより高い温度にまで持ちこたえる。590~700℃の温度域では、耐力劣化を来したボルト1にせん断変形が集中し((b)、(d)図)、(a)図に見るように、この温度域のボルト1のせん断応力は他のボルトのそれを下回ることとなる。部材温度が700℃を超えると、4. 8. 1節に述べた精算例[1]の場合と同じく、ボルトは材軸方向にはせん断され得なくなり、(b)、(d)図より、ウェブボルト1、2、および3のせん断変形量は停滞する。

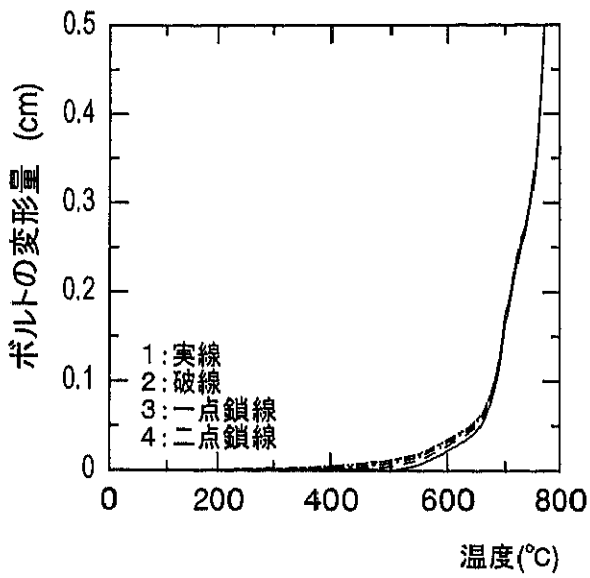
(f)図より、700℃程度の温度域に至ると、下フランジに配したボルトのせん断変形は変形限界0.5cmを超えるものが見られる。しかしこの後、ウェブに配したボルト群と同じく、ボルトは材軸方向にはせん断され得なくなり、(f)図に見るように、ボルト1、2、および3のせん断変形量は停滞する。また、このような高温度域に至ると、梁に発生した熱応力は、梁端と梁中央に形成される塑性ヒンジの回転および収縮による応力再配分によってほぼ消滅する(図4-8-1(a))。



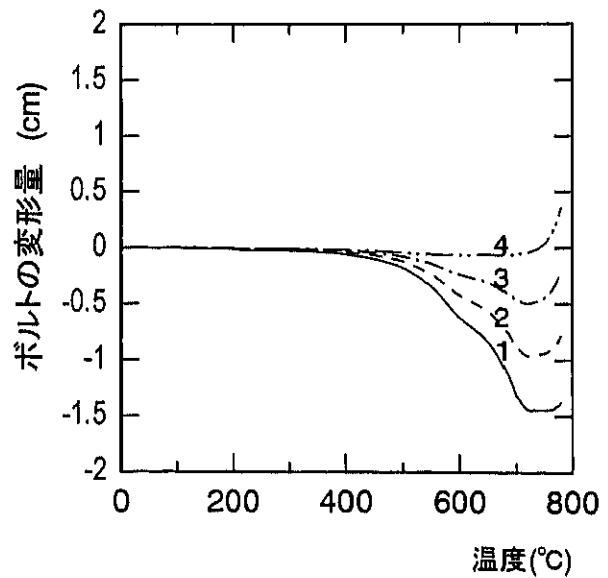
(a) ウェブボルトのせん断応力



(b) ウェブボルトのせん断変形

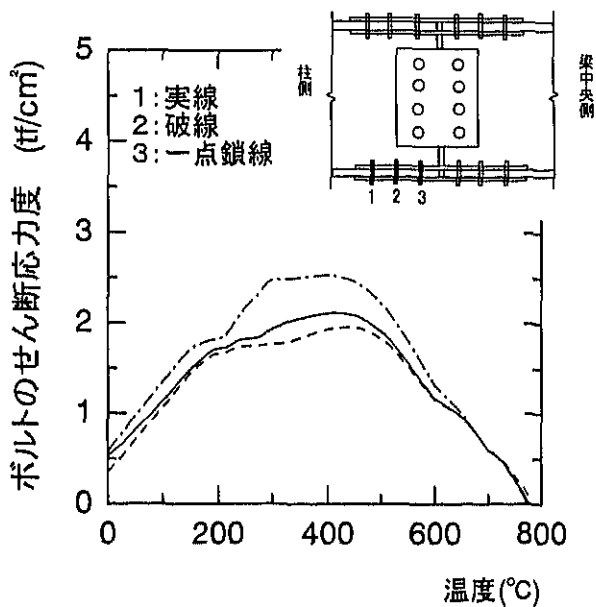


(c) ウェブボルトの断面丈方向のせん断変形

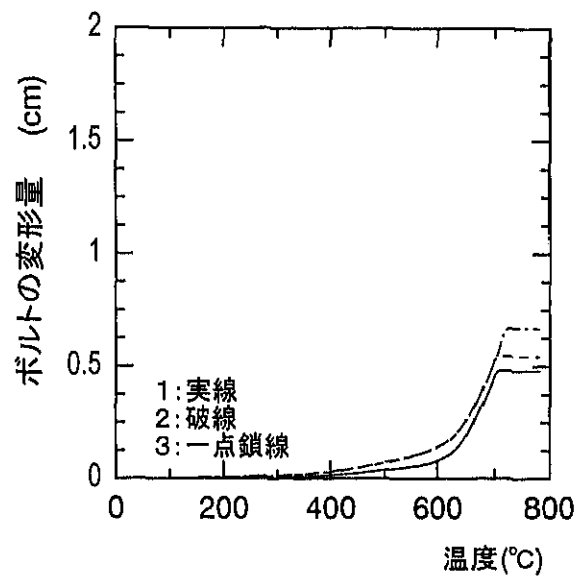


(d) ウェブボルトの部材軸方向のせん断変形

図 4-8-4 梁の軸力、ボルトのせん断応力、せん断変形量温度履歴  
(2層9スパン架構  $L/h=2$ 、 $\bar{p}=0.1$ 、 $\bar{q}=0.2$ )



(e) フランジボルトのせん断応力



(f) フランジボルトのせん断変形

図 4-8-4 ボルトのせん断応力、せん断変形量温度履歴  
(2層9スパン架構  $L/h=2$ 、 $\bar{p}=0.1$ 、 $\bar{q}=0.2$ )

以上の経過を経て、架構は崩壊温度  $775^{\circ}\text{C}$ に至る。崩壊モードは、図 4-8-4(a)よりウェブに配したボルトが負担する応力はほぼ作用平均せん断応力(横実線)のみであり、さらに(c)図より、断面丈方向のせん断変形が一斉に急増するに至ることから、梁継手のせん断崩壊であることが分かる。このとき梁には引張力が作用している(図 4-8-1(a))。(d)図より、崩壊温度  $775^{\circ}\text{C}$ 付近において部材軸方向のせん断変形が正方向に増加するのは、この引張力が継手のボルト群に作用するからである。

架構が理論崩壊温度  $800^{\circ}\text{C}$ を僅かに下回る部材温度まで耐え得るのは、このような高温下ではボルトの耐力劣化は緩慢に帰し(図 4-4-2)、且つこの架構の梁上荷重が小さいからである。

#### 4. 8. 3 精算例[3]

本節ではト型架構に  $L/h = 1$ 、 $\bar{p} = 0.3$ 、 $\bar{q} = 0.2$ を設定した場合の精算例を示す。この精算例は、4. 8. 1 節と 4. 8. 2 節で見た精算例[1]、[2]に比べて、柱軸力比  $\bar{p}$  が大きくなる場合である。

火災加熱を受ける部材はト型架構内の下層柱とそれに隣接する梁である。図 4-8-6 に、火災層柱(下層柱)の縮みの温度履歴を示す。図の横軸は温度(°C)である。一方、図の縦軸は外柱の縮みであり、それは下層柱の柱上端における縮み量  $\Delta_c$  を階高  $h$  で除した商である。

部材温度上昇と共に、ト型架構内の外柱は梁の軸方向線膨張により押し出される。これと同時に、梁の線膨張は外柱に拘束されるので、梁には軸方向熱応力が発生する。側柱(外柱)を含むスパンで火災が発生する場合、梁の伸び出しを押さえ込む外柱の拘束は比較的弱く、ト型架構はこの場合の典型例である。この場合の梁の軸圧縮力増加は、4. 8. 1 節 精算例[1]で述べた 2 層 9 スパン架構のそれに比べて小さい。部材温度が 200°C 程度に達すると、梁の熱応力増加は外柱の両端が塑性化することで止み、さらに少し温度上昇した後、この種の熱応力は減少に転じる。これは、外柱が梁の線膨張によって押し出されることで生じた柱の塑性変形とこれに伴う応力再配分の結果である[22]。

部材温度が 670°C に至ると、火災層の外柱に発生していた梁の伸び出しに抵抗する型の曲げモーメントは影を潜め、これに代わって、不可曲げ効果による曲げモーメントが顕著化し始める。図 4-8-7(a)、(b)に、部材温度が 600°C を上回る温度域における架構の変形図((a)図)と曲げモーメント分布図((b)図)を示す。(a)図中の各部材に生じた変形量は 20 倍に拡大されている。部材温度が 670°C を超過すると、火災層の外柱は外側に大きく湾曲し始め((a)図)、さらに少し温度上昇した 692°C に達すると、不可曲げ効果による曲げモーメントが増幅して終局状態に至る。図 4-8-6 に見るように、この部材温度 692°C 付近において、外柱の縮みが急に増大しており、部材温度はこれより上昇することができなくなる。したがって、この部材温度が崩壊温度であることが分かる。火災層柱上端の曲げモーメントの符号が崩壊温度直前から反転するのは、この柱の不安定変形が隣接する梁および上層柱に拘束されるためである。したがって、この場合の崩壊形は火災層柱の座屈である。

図 4-8-6 には、柱崩壊型の基本崩壊温度  $T_c$  (°C) を図中縦実線で示している。柱崩壊型の基本崩壊温度は本論 3 章の式(3-5-8)で与えられる。

柱崩壊型の基本崩壊温度は柱が圧縮降伏するときの部材温度である。この場合の架構に対応する柱崩壊型の基本崩壊温度  $T_c$  は 715°C である。精算による架構の崩壊形は柱の座屈であるので、精算から得られた架構の崩壊温度(692°C)は柱崩壊型の基本崩壊温度  $T_c$  を下回る。

部材温度が架構の崩壊温度 692°C に至っても、梁中に配した梁継手は健全であった。この精算例では梁継手が崩壊する前に火災層の外柱が高温座屈したのである。

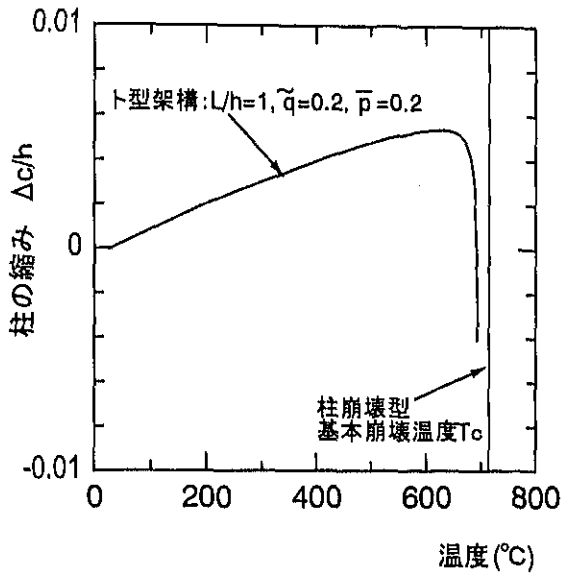


図 4-8-6 火災層柱の縮みの温度履歴

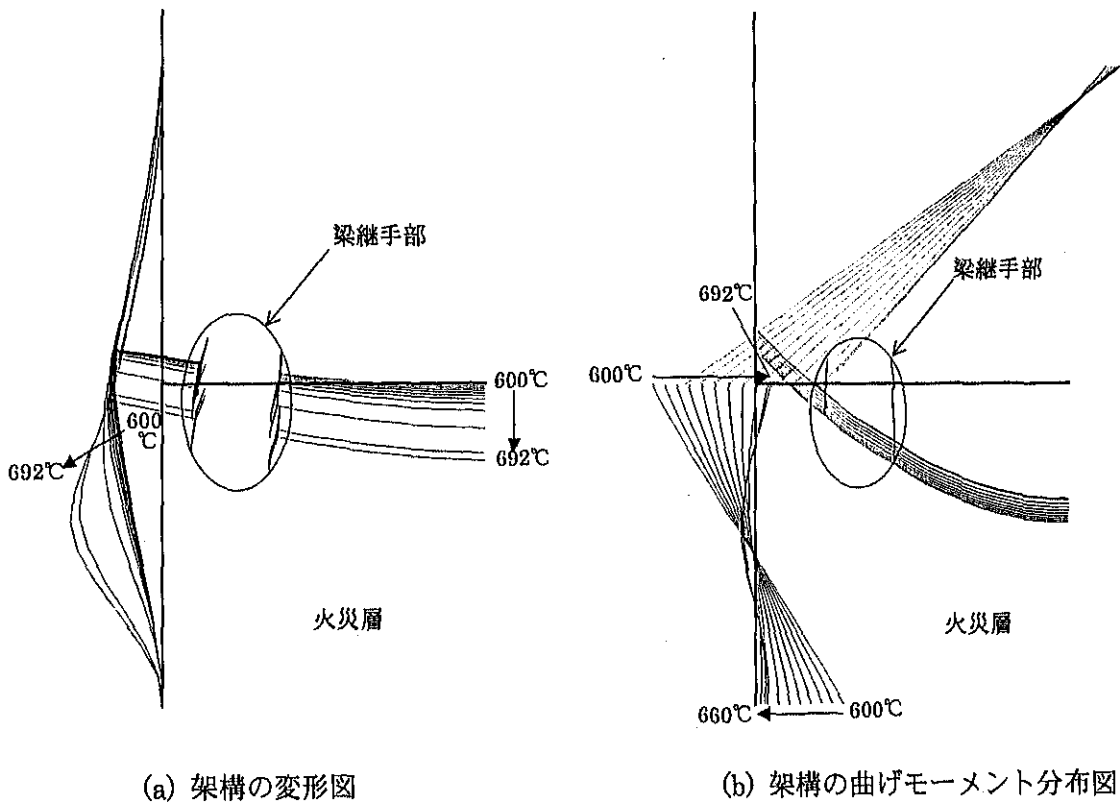


図 4-8-7 終局時における変形・曲げモーメント分布図

#### 4. 9 理論崩壊温度と精算崩壊温度の比較

図 4-9-1 および図 4-9-2 は、架構の理論崩壊温度と精算解を一括したものである。図 4-9-1 はト型架構の場合、図 4-9-2 は 2 層 9 スパン架構の場合である。全図の横軸は崩壊温度  $T$  °C、縦軸は梁上荷重の無次元値  $\tilde{q}$  である。図中の実線と破線はそれぞれ継手がせん断崩壊または曲げ崩壊するときの、すなわち本論 3 章の式(3-5-5)、または式(3-5-4)が表す理論線である。一方、図中一点鎖線は梁継手が崩壊しない架構の理論崩壊温度、すなわち基本崩壊温度である。基本崩壊温度は本論 3 章の式(3-5-6)～式(3-5-8)から得られる。

図中のプロット点群は数値解析より得られた架構の崩壊温度である。△印は梁継手を有しない架構の、○印は梁継手を有する架構の精算崩壊温度である。梁継手を有する架構について、精算における崩壊モードが継手破断であった架構に対しては特に●印をつけた。●印でプロットした全精算ケースについて、継手破断の詳細はウェブに配したボルトの破断、すなわちせん断崩壊型である。○、●印の架構の中で、この崩壊温度に至る前にウェブに配したボルトの何れかがせん断変形の能力限界 0.5cm に達したものについては、このときの温度に◎印をつけた。

以下に、理論崩壊温度と精算崩壊温度を比較して考察した事柄を示す。

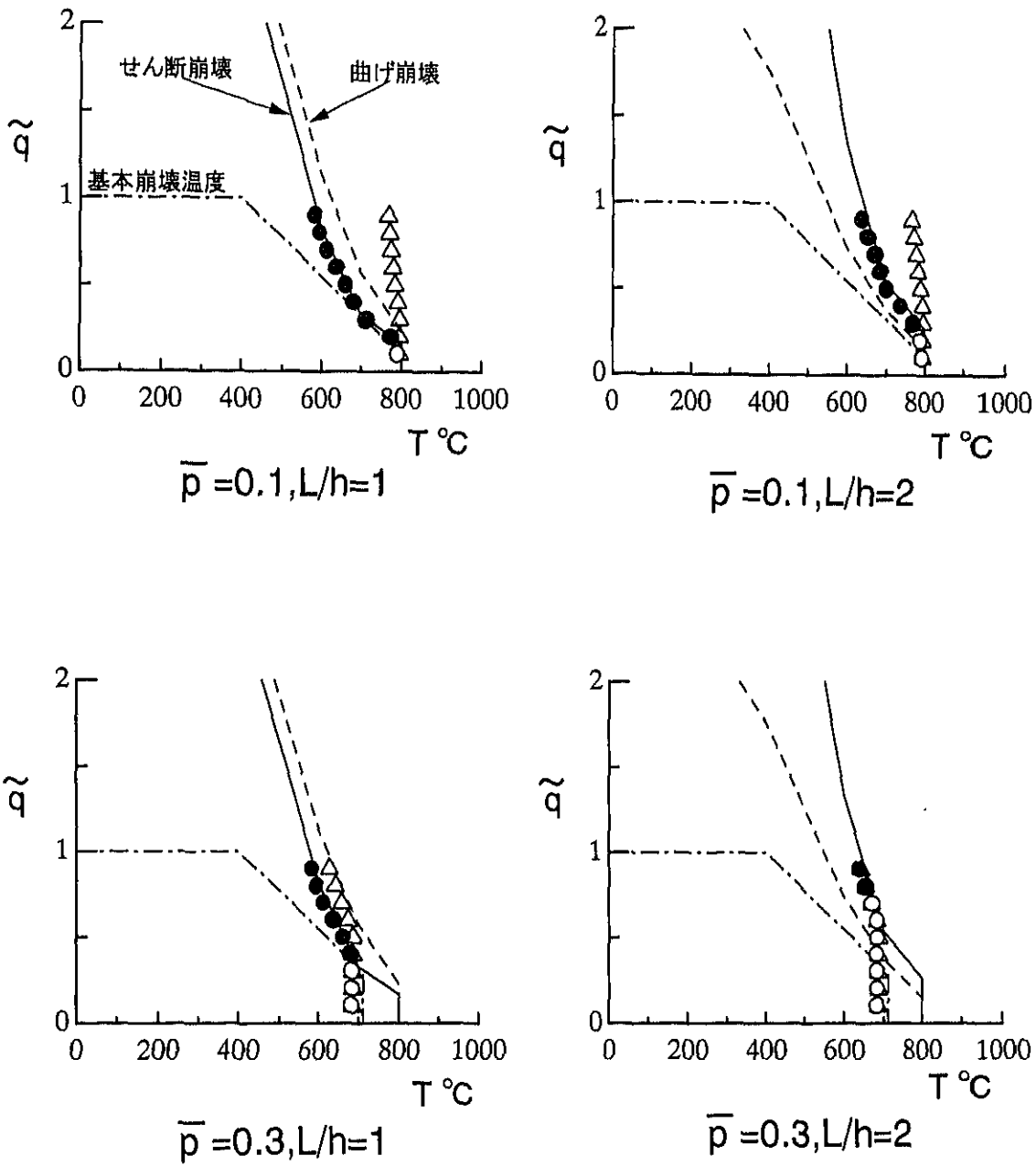
##### [ト型架構の場合(図 4-9-1)]

ト型架構の場合、継手が崩壊する架構の精算崩壊温度(●印)はせん断崩壊型の理論崩壊温度(実線)にほぼ一致する。この結果は  $L/h$  や  $\tilde{q}$  に余り影響されない。

側柱(外柱)に隣接する梁が加熱された場合、この梁の軸方向伸び出しは側柱を押し出す。これは加熱された梁に弱い変形拘束をもたらす。ト型架構はこのような場合の典型である。この場合、部材温度上昇に伴う梁の軸圧縮力の増加は比較的小さい。この場合の応力再配分の様子は先の 4.8.1 節の精算例[1]で見たそれで代表される。すなわち、ボルトのせん断変形が変形能力限界 0.5cm を超える前に、梁の軸圧縮力は自らの塑性変形に伴う応力再配分によって十分に減少するに至り、同様に、ウェブに配したボルトの曲げモーメント負担も、自らの塑性せん断変形に伴う応力再配分によって十分に減少するに至る。解析に供したト型架構の場合、例外なくこれと同じ現象推移が観察された。このような架構においては、終局時、ウェブのボルトは概ねせん断力のみを負担することとなり、上に見たように、それと精算崩壊温度とせん断崩壊型の理論崩壊温度はほぼ一致するという結果が得られる。後者は梁継手が破断する架構の崩壊温度の上限値であり、いかなる架構もこの温度を超えることはできない。

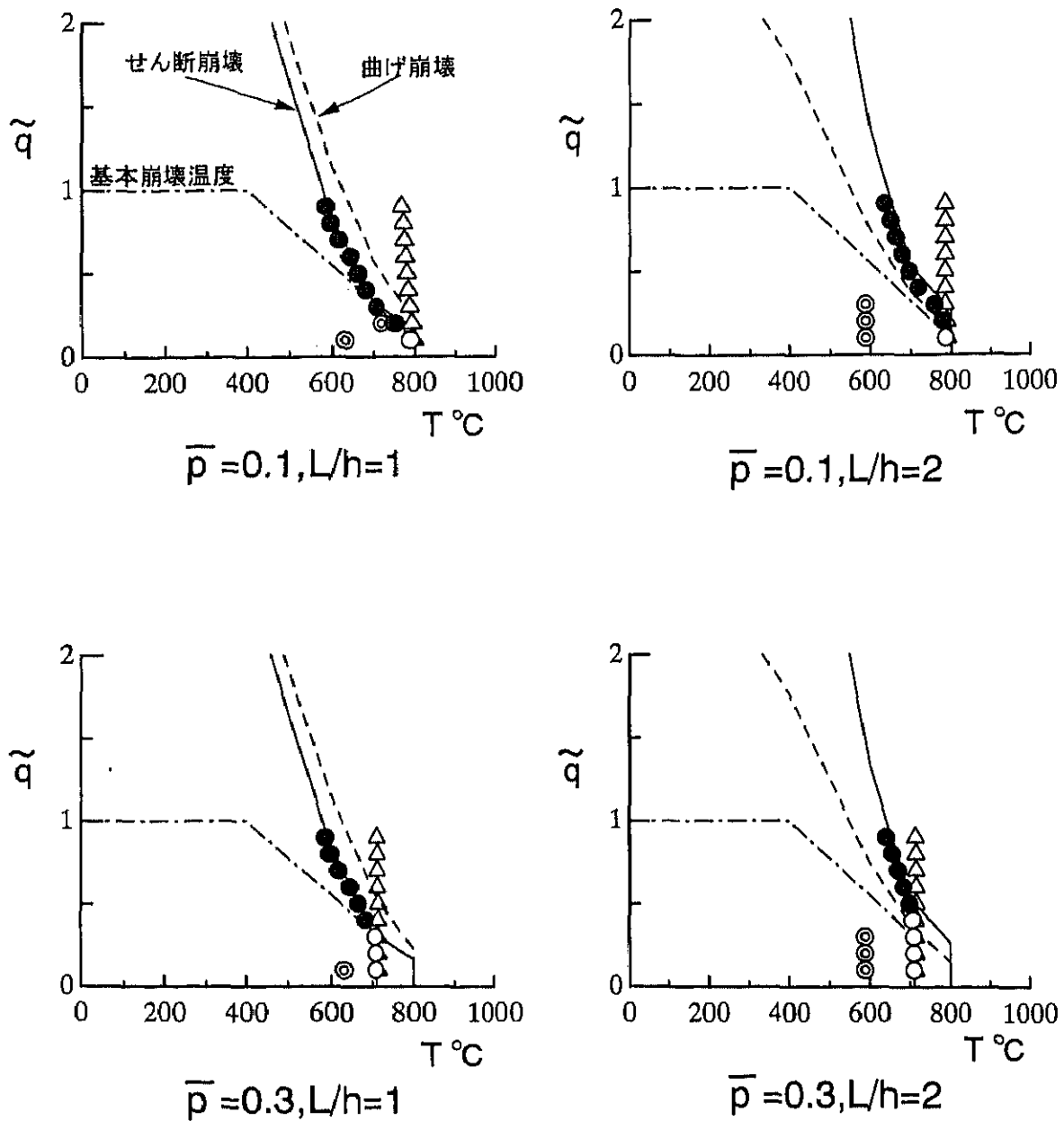
$L/h = 2$  の架構では、図 4-9-1 に見るように、曲げ崩壊型の理論崩壊温度の方がせん断崩壊型のそれより低い。ところが精算による崩壊モードは継手のせん断崩壊(●印)または柱の座屈(○印)である。この種の架構を加熱すると、先ず、梁の端部と中央が曲げ降伏する。継手は曲げモーメントの大きくない位置に配されており、全強で接合された梁継手がこの段階で曲げ崩壊することはない。これは基本崩壊温度(一点鎖線)がこの架構の最弱の理論崩壊温度であることと符合する。梁のたわみはこの塑性化に伴い大きくなり、これは梁をハンモック状の安定な釣合に導き、部材温度はさらに上昇する[22]。もし梁に継手がないならば、架構は図中の△印の温度にまで達する。梁継手を持つ架構の継手は、その途上の●印の温度でせん断崩壊する。





- 実線:せん断崩壊型の理論崩壊温度
- 破線:曲げ崩壊型の理論崩壊温度
- 一点鎖線:基本崩壊温度
- △:精算崩壊温度(継手無し)
- :精算崩壊温度(継手有り)
- :精算崩壊温度(継手有り, 継手で崩壊)
- ◎:精算解(ウェブに配した何れかのボルトの変形が0.5cmに至る場合の部材温度)

図 4-9-1 理論崩壊温度と精算崩壊温度の比較(ト型架構の場合)



- 実線:せん断崩壊型の理論崩壊温度
- 破線:曲げ崩壊型の理論崩壊温度
- 一点鎖線:基本崩壊温度
- △:精算崩壊温度(継手無し)
- :精算崩壊温度(継手有り)
- :精算崩壊温度(継手有り、継手で崩壊)
- ◎:精算解(ウェブに配した何れかのボルトの変形が0.5cmに至る場合の部材温度)

図 4-9-2 理論崩壊温度と精算崩壊温度の比較(2層9スパン架構の場合)

したがって、この場合は、梁が本来の曲げ部材としての釣合からハンモック状の釣合に移行することが継手の曲げ崩壊を抑制していると考えられる。

#### [2層9スパン架構の場合(図4-9-2)]

次に、図4-9-2に示す2層9スパン架構の崩壊温度を検討する。梁上荷重 $\tilde{q}$ の小さい架構の場合、加熱の途上、先ず継手のウェブに配したボルトがせん断変形的能力限界0.5cmに達し(◎印)、その後高力ボルトの高温残余耐力によって持ちこたえて、より高い崩壊温度(○、●印)に至る。このような架構のボルトが変形能力限界に達する温度は、 $L/h=1$ 、 $\tilde{q}=0.1$ の場合は約630℃、 $L/h=2$ 、 $\tilde{q}=0.1$ の場合は約590℃である(◎印)。これより、ボルトが変形能力限界に達する温度は、周辺部材が高温化する梁を拘束する効果の強弱、すなわち熱応力である梁の軸圧縮力の大小に支配されることが分かる。

しかし、注目すべきはこのような架構の場合でも、崩壊温度はボルトが変形限界能力に達する温度(◎印)を有意に上回り、しかも $L/h$ に、したがって熱応力にほとんど依存しないことである。実際この場合の崩壊温度は、柱が座屈しない限り、せん断崩壊型の理論崩壊温度に近接するまでに上昇する。これはボルトが高温残余耐力を有することの重要な効果である。

梁上荷重 $\tilde{q}$ の大きい架構の火災時における挙動は、4.8.1節で述べた精算例[1]の架構やト型架構のそれと同じである。すなわちこのような架構では、低温度域において梁の下方撓みが増大することにより、梁の軸圧縮力の成長は抑えられる。このため、継手内のボルトが変形能力限界に至らないうちに架構内の応力再配分が概ね完結するので、精算崩壊温度とせん断崩壊型の理論崩壊温度はほぼ一致することとなる。

#### [梁継手が破断しない架構の場合(図中○、△印)]

梁継手が崩壊しないとすると架構は柱の座屈によって崩壊する(△、○印)。図中、梁継手を有さない架構の精算崩壊温度(△印)が $\tilde{q}$ に依らずほぼ同じ崩壊温度に至るのは、柱座屈によって架構が終局状態になるからである。柱の軸力比 $\bar{p}$ が0.3程度以上の架構では、柱の座屈が早期に発生し、図に見るように、精算崩壊温度(△、○印)は基本崩壊温度(図中一点鎖線)を有意に下回る[22]。特に、 $\tilde{q}$ が小さな架構は継手の有無によらず柱の座屈によって崩壊する(○印)。この柱の座屈については、3.1.2節の精算例[3]で述べた通りである。

#### 4. 1 0 梁の限界たわみ到達時温度と崩壊温度の比較

一般的に火災加熱を受ける梁の耐火性能は、Robertson-Ryanが提唱した梁の限界たわみ $\delta_b$  [66]に到達する部材温度で評価されている。これは次式(4-10-1)で与えられる。

$$\delta_b = \frac{(2L)^2}{800d} \quad (4-10-1)$$

ここに

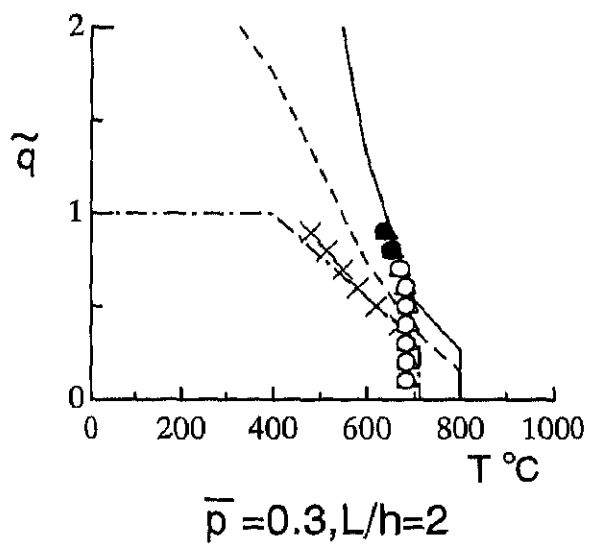
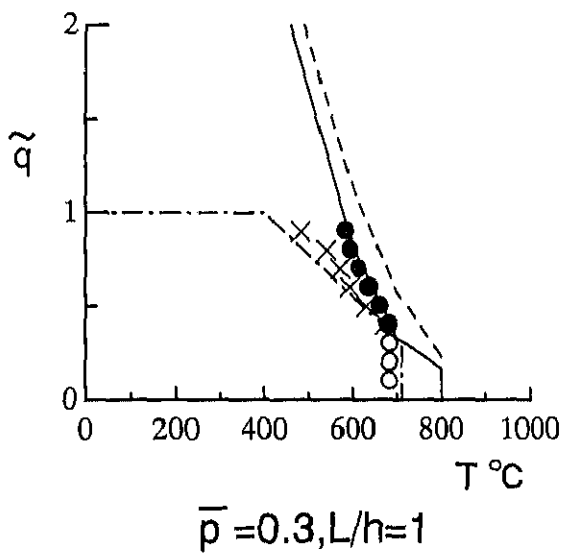
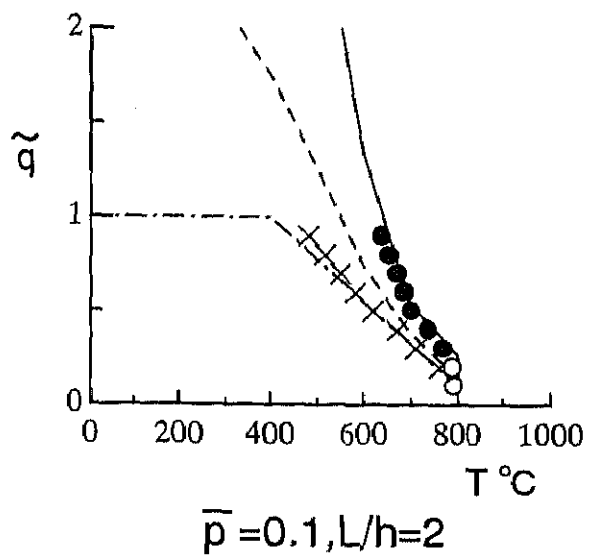
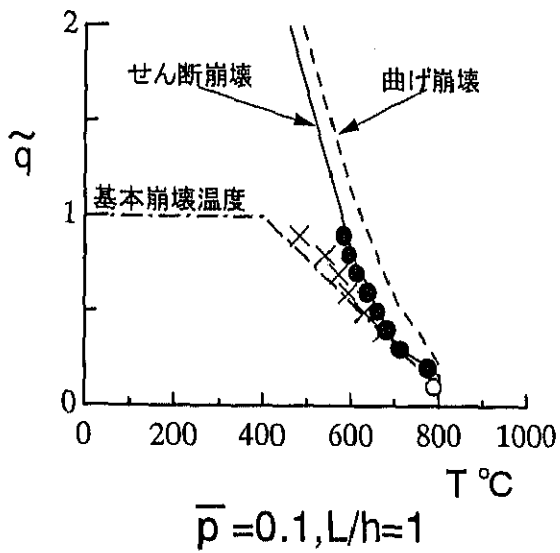
$L$  : 梁半スパン長さ

$d$  : 梁丈

である。梁の弾性たわみの大きさは鋼の弾性限ひずみの大きさに比例し、一方、鋼の弾性限ひずみの大きさは常温・高温によらずほぼ一定であるから、上式(4-10-1)から得られる $\delta_b$ は、常温・高温によらず弾性限界たわみの数倍に相当すると考えられる。

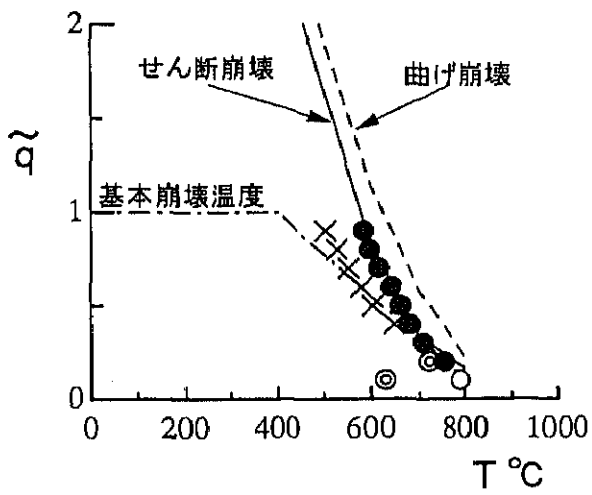
図 4-10-1 および図 4-10-2 は、梁継手を含む架構の崩壊温度と梁の中央部たわみが $\delta_b$ に至るときの部材温度を一括したものである。図 4-10-1 がト型架構の場合、図 4-10-2 が 2 層 9 スパン架構の場合である。全図の縦軸が温度 $T$  (°C)、横軸が梁上荷重の無次元値 $\tilde{q}$ である。図中×印は、数値解析において梁の中央部たわみが $\delta_b$ に至ったときの部材温度であり、その他のプロット印および実線群の詳細は 4.9 節のそれらと同じである。

図 4-10-1、図 4-10-2 に見るように、ト型架構および 2 層 9 スパン架構ともに、梁の下方たわみが $\delta_b$ に至る温度(×印)と梁崩壊型の基本崩壊温度(一点鎖線)はほぼ一致する。梁の下方たわみが $\delta_b$ に至る温度は、自身に発生した熱応力の大きさに殆ど影響を受けない。さらに、 $\delta_b$ 到達時温度には梁の熱応力はほぼ消滅する[23]。この後、梁はハンモック状の安定釣合に移行し、最終的に梁継手がせん断崩壊することになる(●印)。しかしながら、このとき梁の下方たわみは非常に大きく、床スラブおよび壁などの区画部材は大きな損傷を受ける可能性がある。このことを鑑みると、基本崩壊温度を上回るような温度域まで持ちこたえる架構、すなわち $\tilde{q}$ が一定程度以上大きな架構については、梁継手の有無に関わらず、従来通り基本崩壊温度で耐火性能を評価するのが妥当であると考えられる。

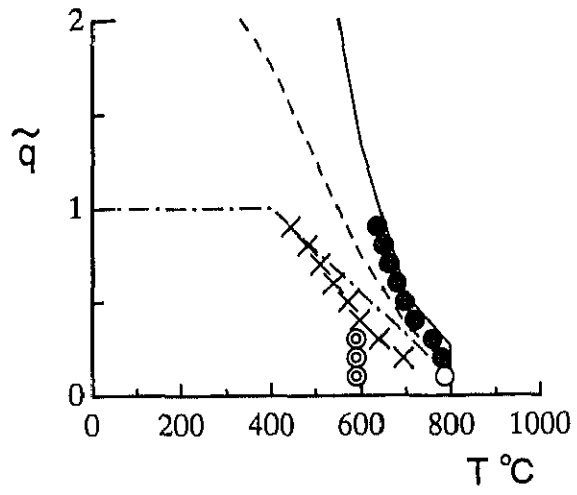


- |                                                                               |                                                                                                                                                                                                                 |
|-------------------------------------------------------------------------------|-----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| <p>実線:せん断崩壊型の理論崩壊温度<br/>         破線:曲げ崩壊型の理論崩壊温度<br/>         一点鎖線:基本崩壊温度</p> | <p>△:精算崩壊温度(継手無し)<br/>         ○:精算崩壊温度(継手有り)<br/>         ●:精算崩壊温度(継手有り、継手で崩壊)<br/>         ◎:精算解(ウェブに配した何れかのボルトの変形が<br/>                   0.5cm に至る場合の部材温度)<br/>         ×:精算解(δ<sub>q</sub> に至る場合の部材温度)</p> |
|-------------------------------------------------------------------------------|-----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|

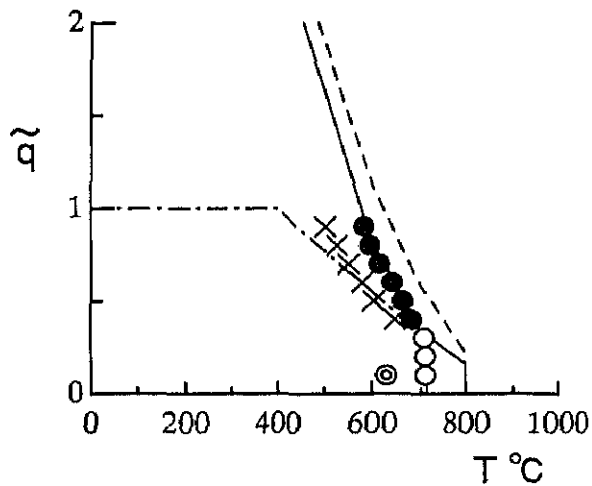
図 4-10-1 理論崩壊温度と精算崩壊温度の比較(ト型架構の場合)



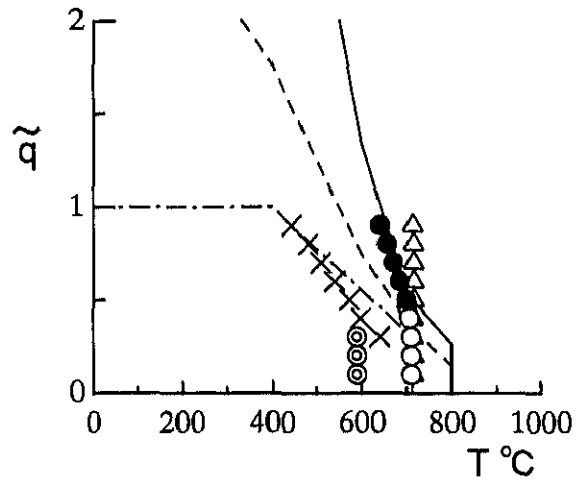
$\bar{p} = 0.1, L/h = 1$



$\bar{p} = 0.1, L/h = 2$



$\bar{p} = 0.3, L/h = 1$



$\bar{p} = 0.3, L/h = 2$

実線:せん断崩壊型の理論崩壊温度  
 破線:曲げ崩壊型の理論崩壊温度  
 一点鎖線:基本崩壊温度

△:精算崩壊温度(継手無し)  
 ○:精算崩壊温度(継手有り)  
 ●:精算崩壊温度(継手有り、継手で崩壊)  
 ◎:精算解(ウェブに配した何れかのボルトの変形が  
 0.5cmに至る場合の部材温度)  
 ×:精算解(δ<sub>0</sub>に至る場合の部材温度)

図 4-10-2 理論崩壊温度と精算崩壊温度の比較(2層 9 スパン架構の場合)

#### 4. 1 1 架構のスケール効果が崩壊温度に与える影響

前節までに、梁断面が H-460×200×10×15、梁の加熱半スパン長さが 300cm および 600cm の場合について、全強度接合を施された梁継手を有する架構の崩壊温度を検討した。この場合、高力ボルトが 0.5cm 程度のせん断変形能力、および変形限界到達後に高温せん断残余耐力を有するならば、全ケースについて梁と梁継手内の応力再配分はほぼ完結し、梁に発生した熱応力は消滅してしまう。しかしながら、例えば梁の加熱スパンが非常に長い架構の場合、梁に発生する熱応力は大きく成長することになる。高温下の高力ボルトは 0.5cm のせん断変形能力を有し、さらに変形限界を超えたボルトには最大 2.4cm の残余変形能力を有するが、架構全体のスケールが大きくなると、それらが早期に消費されてしまい、その結果、梁継手は理論崩壊温度を大きく下回る温度域で破断する可能性がある。

本節では、梁断面が大きな架構の場合、および梁の加熱スパンが大きな架構の場合について数値解析を施し、架構のスケール効果が崩壊温度に及ぼす影響を検討する。

##### 4. 1 1. 1 梁断面が大きな架構の場合

まず、梁断面が大きな架構について検討する。対象とする架構モデルは 2 層 9 スパン架構であ

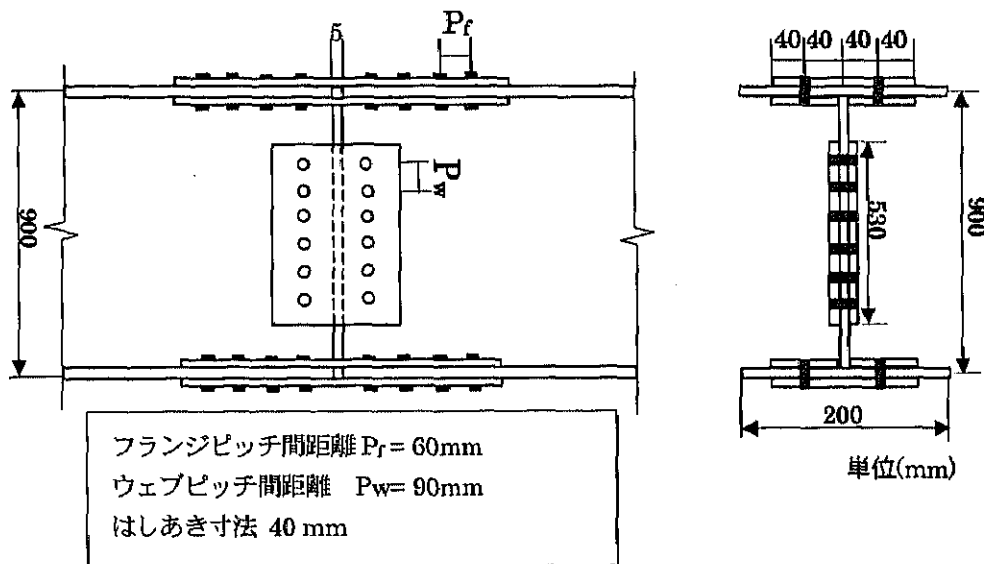


図 4-11-1 梁継手の数値解析モデル

表 4-11-1 ボルト径と添え板厚  
(梁断面が H-900×200×15×20 の場合)

|            |        |
|------------|--------|
| ウェブボルトの直径  | 26.9mm |
| フランジボルトの直径 | 20.5mm |
| ウェブの添え板厚   | 22.0mm |
| フランジの添え板厚  | 13.3mm |

表 4-11-2 数値解析パラメータと  
解析対象範囲

|                       |         |
|-----------------------|---------|
| 梁柱長さ比 $L/h$           | 1, 2    |
| 火災層の柱軸力比 $\bar{p}$    | 0.1     |
| 梁上荷重の無次元値 $\tilde{q}$ | 0.1~0.9 |

り、全梁の断面は H-900×200×15×20 とする。これは、実際に用いられる梁材の中では、断面が特に大きな場合となり、前節までの数値解析に用いた梁断面に比べて梁丈が約 2 倍になる。また、梁断面が大きくなることで、柱の拘束効果が弱くならないように、全柱には □700×700×30 を用いる。階高  $h$ 、火災層以外の梁半スパン  $L_2$ 、および柱から梁までの距離  $l$  は、4.8 節のそれらと同じである。

図 4-11-1 に梁継手の詳細を示す。継手のウェブには 6 本の高力ボルトを、フランジには 8 本の高力ボルトを配する。それらは何れも二面せん断である。はしあき寸法は 40mm、継手のフランジにおけるピッチ間距離  $P_f$  は 60mm とする。一方ウェブにおけるピッチ間距離  $P_w$  は、通常は 60~70mm 程度であるが、90mm とする。これは、ウェブのボルト群を図心から離して配置することで、ボルトの変形に対してより厳しくさせる為の措置である。梁継手には最適な全強度接合設計が施される。解析に用いたボルト径と添え板厚、および数値解析パラメータは、それぞれ表 4-11-1 と表 4-11-2 に示す通りである。

図 4-11-2 に、この場合の架構の理論崩壊温度と数値解析結果を示す。同図には  $\bar{p}=0.1$ 、 $L/h=1$  の架構と、 $\bar{p}=0.1$ 、 $L/h=2$  の架構の解析結果が示される。図の横軸は温度  $T(^{\circ}\text{C})$ 、縦軸は梁上荷重の無次元値  $\tilde{q}$  である。図中、理論崩壊温度を表す曲線群および精算解を表すプロット点群は、4.9 節のそれらと同じである。全精算ケースについて、架構の崩壊形は梁継手のせん断崩壊である。

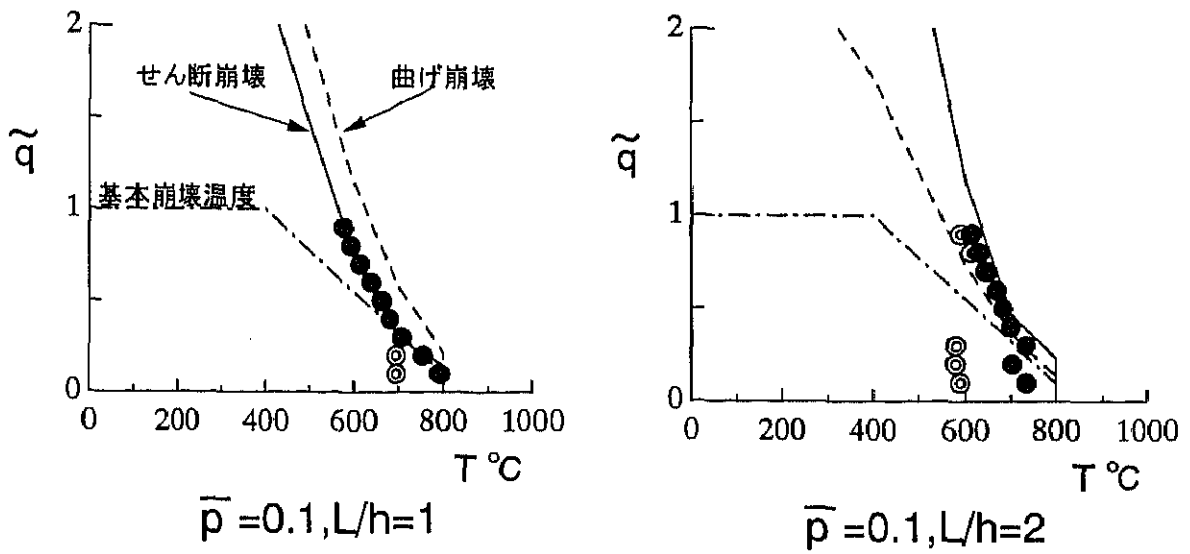
$L/h=1$  の架構では、 $\tilde{q}$  が小さな場合にウェブに配したボルトが、加熱の途上、せん断変形の限界値 0.5cm を超えるものの、ほぼ全ケースについて精算崩壊温度(●印)とせん断崩壊型の理論崩壊温度(実線)は概ね一致する。一方、 $L/h=2$  の架構では、 $\tilde{q}$  が小さな場合と大きな場合に、精算崩壊温度はせん断崩壊型の理論崩壊温度を下回る。特に、 $\tilde{q}$  が小さな架構の精算崩壊温度は、せん断崩壊型の理論崩壊温度に比べて 100 $^{\circ}\text{C}$  程度下回る。

$\tilde{q}$  が小さな架構では、加熱の途上、先ずウェブボルト 1(図 4-11-8 中の梁継手図参照)のせん断変形が 0.5cm に至る(◎印)。ボルト 1 に変形が集中する理由は、4.8.2 節で述べた精算例[2]のそれと同じである。このボルトには曲げの圧縮力と梁の軸圧縮力が重畳するため、せん断変形は他のボルトに比べて大きくなる。

ボルトは変形限界を超えた後も高温せん断残余耐力を有するので、架構はさらに高温まで持ちこたえる。しかしながら、継手が曲げ崩壊モードからせん断崩壊モードに移行するとき、梁断面が大きな架構ではウェブに配したボルト群の有効丈も大きいので、ボルト 1、2 のせん断変形は大きく進行することとなる。これに伴いそれらのボルトは耐力劣化をきたす。このことは、梁に発生する熱応力が大きく、さらに継手の位置がモーメント反曲点から外れる  $L/h=2$  の架構ほど顕著である。 $L/h=2$ 、 $\tilde{q}=0.2$  の架構では、700 $^{\circ}\text{C}$  を少し上回る温度において梁継手はせん断力を伝達することが出来なくなる。このときの部材温度がこの架構の崩壊温度であり、これはせん断崩壊型の理論崩壊温度(800 $^{\circ}\text{C}$ )に比べて 100 $^{\circ}\text{C}$  程度低下する。

$\tilde{q}$  が大きな架構では、加熱の途上、梁崩壊が先行し梁にハンモック状の釣合が形成される。このときの部材温度は基本崩壊温度(一点鎖線)にほぼ一致する。部材温度はこれよりさらに上昇し、梁中には引張力が作用する[22]。一方、梁継手では、ウェブのボルト群が負担していた曲げモー





- 実線:せん断崩壊型の理論崩壊温度
- 破線:曲げ崩壊型の理論崩壊温度
- 一点鎖線:基本崩壊温度
- :精算崩壊温度(継手有り、継手で崩壊)
- :精算解(ウェブに配した何れかのボルトの変形が0.5cmに至る場合の部材温度)

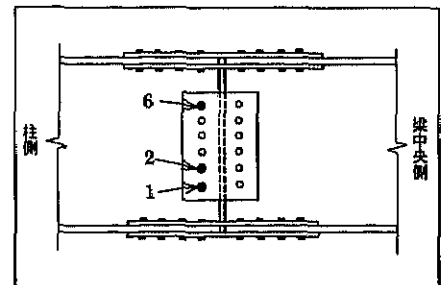


図 4-11-2 理論崩壊温度と精算崩壊温度の比較  
(2層9スパン架構、梁断面が H-900×200×15×20 の場合)

メントはフランジのボルト群に応力再配分される。 $L/h = 2$ 、 $\tilde{q}$  が大きな架構では、継手内の応力再配分が完了する前に、曲げの引張力と梁の軸引張力が重疊するボルト 6 のせん断変形が変形限界 0.5cm に至るものがある(◎印)。このような架構では、部材温度がこれより少し上昇して梁継手がせん断崩壊する(●印)。この場合の架構の崩壊温度はせん断崩壊型の理論崩壊温度をやや下回る。この理由としては、変形限界を超えたボルトが耐力劣化をきたしたこと、さらに梁断面が特に大きな架構の場合、ボルトの変形限界 0.5cm は継手内の健全な応力再配分を促すにやや過小であったことが考えられる。

上述のように、梁断面が特に大きな架構では、梁継手が破断する架構の崩壊温度はせん断崩壊型の理論崩壊温度を有意に下回ることになる。しかしながら、このような架構についても、実用的な $\tilde{q}$ の範囲内( $\tilde{q} \leq 0.3$ )では 700℃を上回るような高温度域まで持ちこたえる。

#### 4. 11. 2 梁の加熱スパンが長い架構の場合

次に、梁の加熱スパンが長くなる架構について検討する。図 4-11-3 に数値解析対象モデルを示す。図示される架構は 2 層 9 スパン架構の左半分であり、火災層の梁半スパン  $L$  が 300cm ( $L/h = 1$ )、600cm ( $L/h = 2$ )、900cm ( $L/h = 3$ )、1200cm ( $L/h = 4$ ) の場合を対象とする。加熱初期段階に発生する梁の熱応力は、梁の加熱スパンが長いものほど大きくなる。柱から梁継手までの距離  $l$  は 100cm に固定する。  $L/h = 4$  の架構では、梁継手に掛け渡される梁の内法スパンが 2200cm と長くなりやや非現実的になるものの、梁に発生した熱応力の影響を検討するため当該架構についても採用した。梁断面は H-460×200×10×15 と H-900×200×15×20 の場合とする。階高  $h$ 、火災層以外の梁半スパン  $L_2$ 、および梁断面、柱断面と梁継手の詳細は、4.9 節のそれらと同じである。柱軸力比  $\bar{p}$  は 0.1、梁上荷重  $\tilde{q}$  は 0.1 の場合を対象とする。  $\tilde{q} = 0.1$  としたのは、梁上荷重が僅かな架構では加熱の途上、梁に発生する熱応力が大きく成長するからである。

図 4-11-4(a)~(c)と図 4-11-5(a)~(c)に解析結果を一括する。図 4-11-4 は梁断面が H-460×200×10×15 の場合、図 4-11-5 はそれが H-900×200×15×20 の場合である。(a)、(b)図は、それぞれ火災層梁の軸圧縮力とその部材角の温度履歴である。ここに、梁の部材角は梁中央部の下方たわみ  $\delta$  を梁半スパン  $L$  で除した商である。一方、(c)図は梁継手のウェブに配したボルトのせん断変形の温度履歴を表し、それらは(c)図の右端に示す継手図中のボルト 1 のそれである。ボルト 1 は、継手に配したボルトの中で、最もせん断変形が進行するものである。(a)~(c)図において、実線は  $L/h = 1$  の、破線は  $L/h = 2$  の、一点鎖線は  $L/h = 3$  の、二点鎖線は  $L/h = 4$  の架構の精算結果を表す。

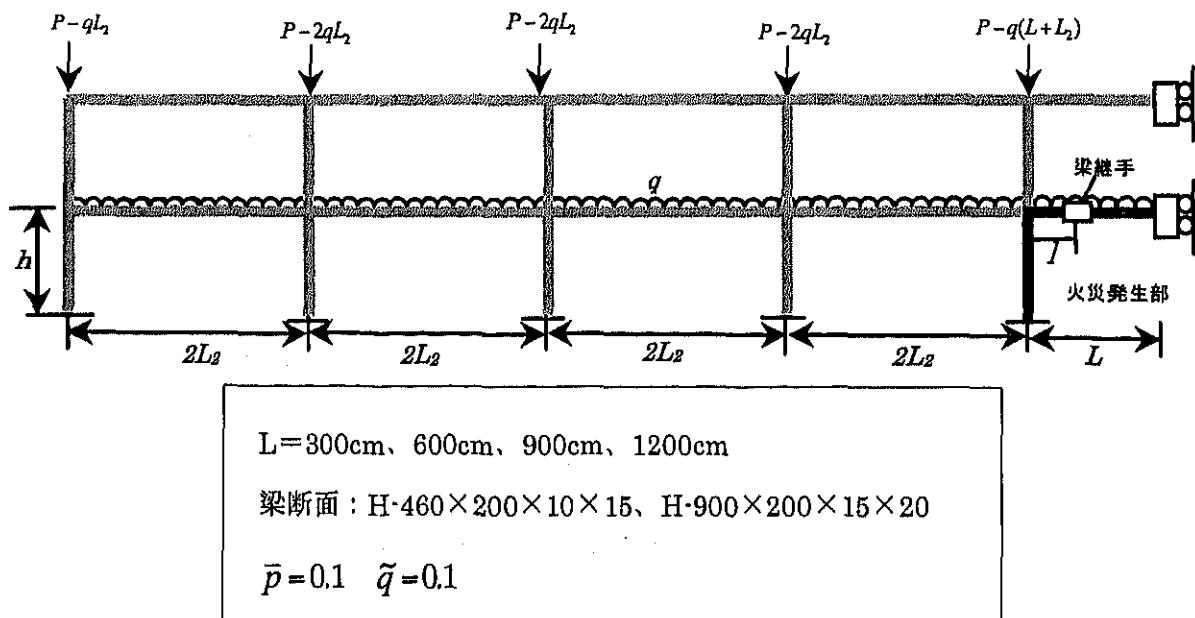
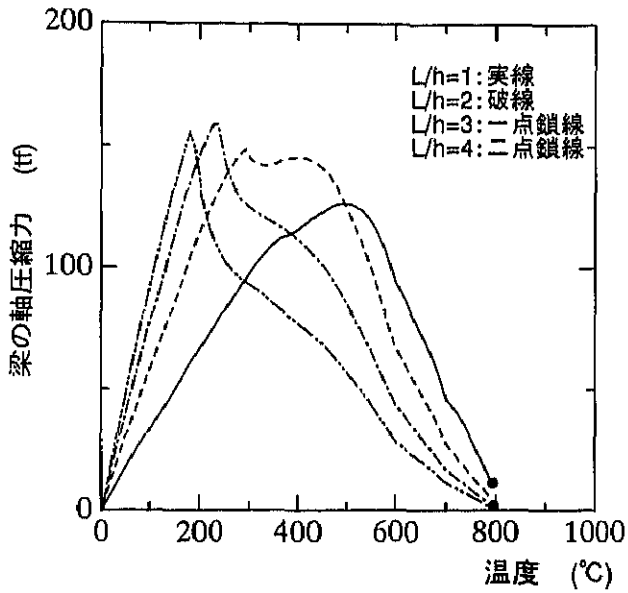
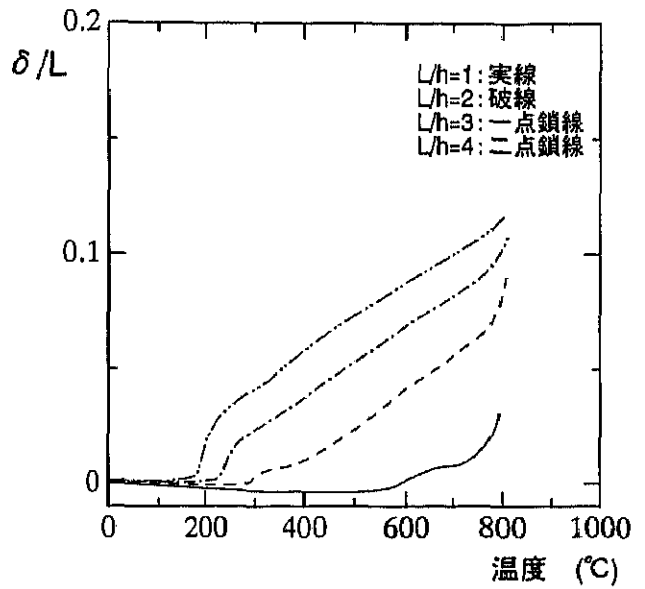


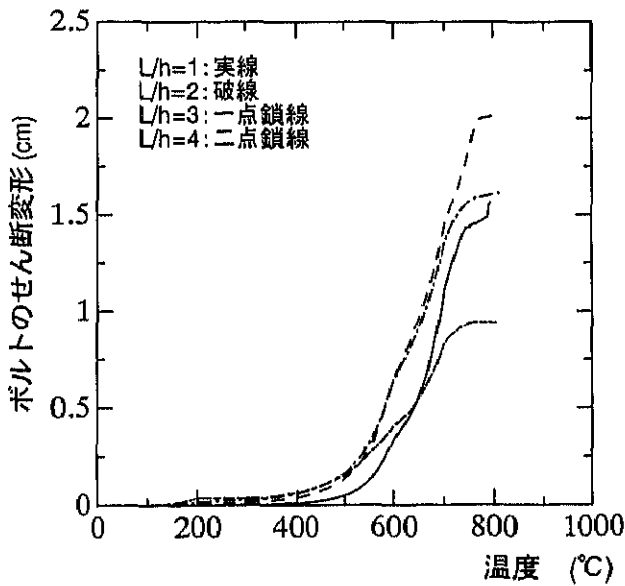
図 4-11-3 2 層 9 スパン架構解析モデル(梁の加熱スパンが長くなる場合)



(a) 火災層の梁の軸力  
(各架構の崩壊温度は、(a)図中●印の部材温度である)



(b) 火災層の梁の部材角



(c) ウェブボルト 1 のせん断変形

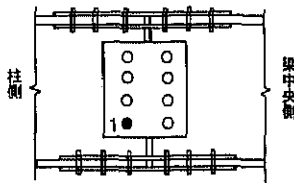
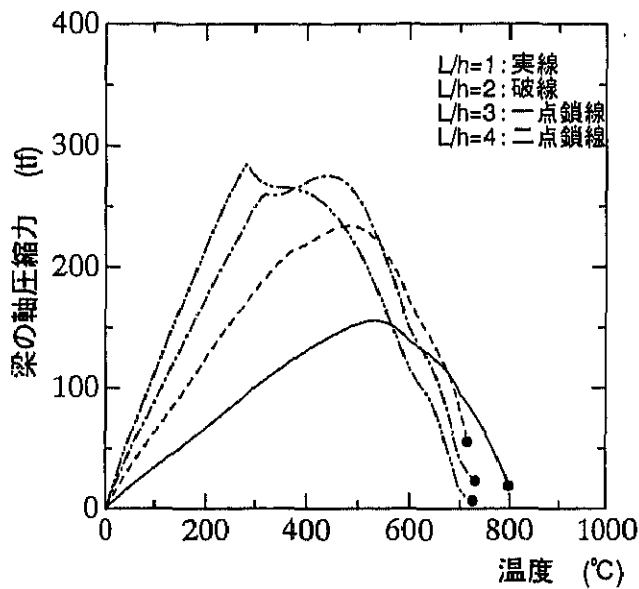
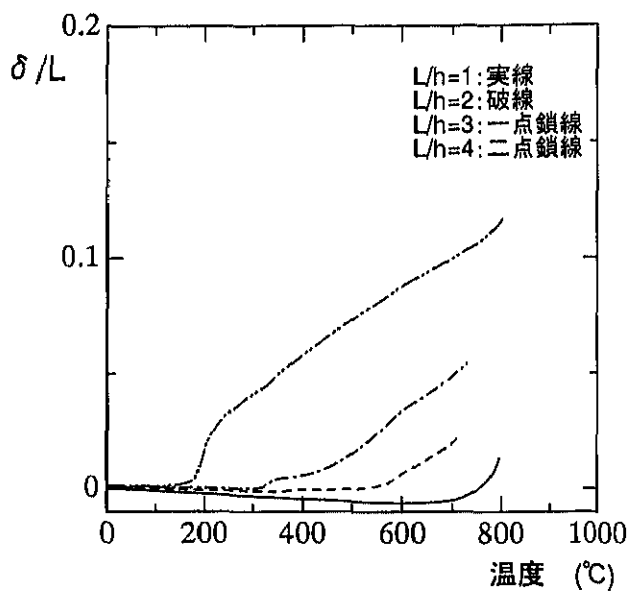


図 4-11-4 梁の軸力、梁の部材角、ウェブボルト 1 のせん断変形量温度履歴  
(2層9スパン架構、梁断面 H-460×200×10×15、 $\bar{p}=0.1$ 、 $\bar{q}=0.1$ )

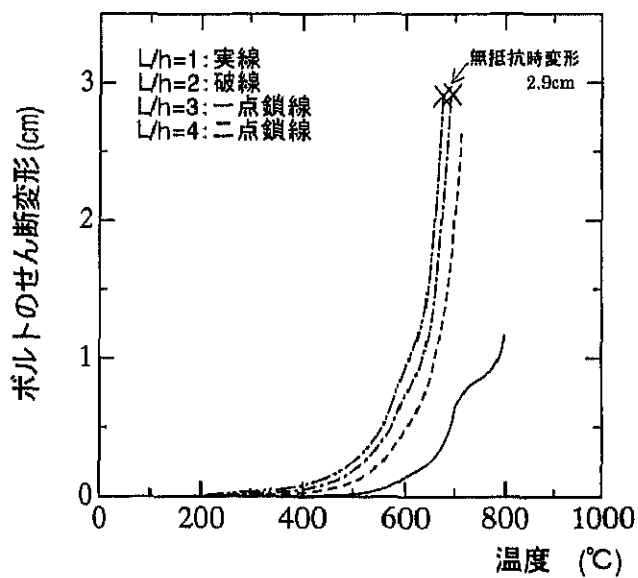


(a) 火災層の梁の軸力

(各架構の崩壊温度は、(a)図中●印の部材温度である)



(b) 火災層の梁の部材角



(c) ウェブボルト 1 のせん断変形

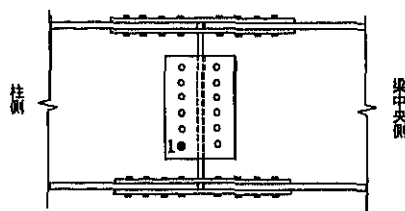


図 4-11-5 梁の軸力、梁の部材角、ウェブボルト 1 のせん断変形量温度履歴 (2層 9 スパン架構、梁断面 H-900×200×15×20、 $\bar{p}=0.1$ 、 $\bar{q}=0.1$ )

(a)図より、加熱初期段階(常温～約 200℃)に梁に発生する軸圧縮力は、 $L/h$  が大きな架構ほど急激に増加する。しかしその増加は止み、次には減少に転じる。この軸圧縮力の減少は、梁端と梁中央部に形成された塑性ヒンジの回転によってもたらされる。(b)図より、梁の部材角は、軸圧縮力が増加から減少に反転する温度付近で増加することが分かる。特に梁スパンが長い架構の場合( $L/h = 3,4$ )、梁に大きな下方たわみが発生するので、梁の軸圧縮力は急激に減少する。この後、梁の下方たわみの増加に伴い、梁には不可曲げ型の曲げモーメントが増大する。梁継手の位置が梁のモーメント反曲点から離れる  $L/h = 3,4$  の架構の場合、梁継手には大きな曲げモーメントが作用することとなる。熱応力が猛威を振るう低・中温度域では、梁継手の最大強度は梁のそれに比べて大きいので、この段階で全強の梁継手が破断することは無い。実際、解析に用いた梁継手の場合、梁継手と梁の曲げ強度比  $\gamma$  は、常温～300℃において 1.95 である。

(c)図より、ボルト 1 のせん断変形は、梁断面が H-460×200×10×15 の架構では 600℃付近で、梁断面が H-900×200×15×20 の架構では 550℃付近でせん断変形の限界値 0.5cm に至る。その後、耐力劣化をきたしながらせん断変形は増大する。この耐力劣化は梁断面が大きなもの程(H-900×200×15×20)激しい。梁の軸圧縮力は、梁端と梁中央に形成された塑性ヒンジがもたらす応力再配分により漸減し、同様に梁に発生した付加曲げ効果による曲げモーメントも、梁端や梁中央部、および梁継手部が昇温と伴に強度低下することで漸減する。

梁断面が H-900×200×15×20 の場合、加熱の途上にボルト 1 のせん断変形は、せん断応力が無抵抗状態になるときの変形 2.9cm((c)図中×印)に至るが、梁継手は他のウェブのボルトによる応力再配分効果によってさらに高温まで持ちこたえる。

最終的に架構の崩壊モードは、梁断面が H-460×200×10×15 の架構では火災層の柱座屈であり、梁断面が H-900×200×15×20 の架構では梁継手のせん断崩壊である。前者の架構の崩壊温度は、(a)図より全ケース 800℃程度である。一方、後者のそれらは、 $L/h = 1$  のものを除き、700℃を少し上回る温度である。梁断面が H-900×200×15×20 の架構では、架構終局時、ウェブのボルト群の他に、継手の下フランジ部の母材、添え板およびボルト群の塑性変形も大きい。

梁の加熱スパンが非常に長い架構では、加熱初期段階に発生する梁の熱応力は急増するものの、一方で、母材(梁材)の塑性化により早期に減少に転じ、熱応力の成長は抑えられる。このことが、梁の加熱スパンが非常に長い架構に対しても、崩壊温度の低下を抑制していると考えられる。

さて、梁継手を有する架構の崩壊温度に影響を及ぼす要因として、当然の事ながら、高力ボルトのせん断残余耐力が挙げられる。特に、梁上荷重が小さな架構の場合、梁継手に配した高力ボルトは変形限界 0.5cm を超過するので、当該架構の崩壊温度は高力ボルトのせん断残余耐力に依存すると考えられる。これについては本論文末尾の付録で述べる。

#### 4. 1 2 まとめ

本章では、全強度接合設計が施された梁継手を含む架構の崩壊温度を系統立てて検討した。本章の前半では、梁中に配された梁継手の火災時挙動を把握する為に、梁継手の有限要素モデルを提案した。この有限要素モデルの特徴は以下に列記する通りである。

- 1) 梁継手は、2次元長方形要素によってそれぞれ分割されたフランジ板、ウェブ板および添え板によって構成されるH型断面の集成モデルとし、母材側要素と添え板側要素に間にボルト要素を連結することで両者間の力は伝達される。母材のフランジ板、ウェブ板および添え板は各々4節点長方形要素である。継手板の鋼材はSS400とし、その高温時応力～歪関係は文献[23]で提案されたそれを用いる。
- 2) 高温時における高力ボルト継手のすべり耐力は著しく減少するので、本モデルにおける母材と添え板間の力の伝達はボルトの支圧のみによるとした。ボルト要素は母材側節点と添え板側節点を連結するせん断バネモデルである。
- 3) 高力ボルトの高温時せん断応力～せん断変形関係として式(4-4-1)と式(4-4-2)を提案した。式(4-4-1)は、Fisherらが提案した常温せん断応力～せん断変形関係に高力ボルトの強度低下率 $\kappa_B(T)$ を乗じたものである。これは、せん断変形の限界値0.5cmに至るまでのせん断応力～せん断変形関係を与える。一方、式(4-4-2)は、最大せん断耐力到達後の高温せん断残余耐力を直線で近似したものである。これは、せん断変形が0.5cmを超える場合のせん断応力～せん断変形関係を与える。有限要素モデルにおける高力ボルト要素の力学特性は上記両式に依拠する。
- 4) 梁継手の有限要素モデルを梁中に組み込む為に、図4-6-1に示すように、剛トラス棒と剛梁を用いて梁継手と梁要素を接続する。図示の接続法を用いることで、梁と梁継手間の両境界を力学的に矛盾なく接続することができる

次に、全強度接合設計が施された梁継手に対して、上述の有限要素モデルを用いた数値解析により架構の理論崩壊温度の妥当性および適用可能性を考察し、当該架構の崩壊温度を系統立てて検討した。全強度接合設計に着目した理由は、現在、わが国の数多くの梁継手は全強度接合設計が施されており、その耐火性能を解明することで、実用に供される架構の耐火性能が直ちに把握することができるからである。得られた知見は以下に示す通りにまとめられる。

- 1) 架構内に全強度接合設計が施された高力ボルト継手を持つ架構が火災時に継手の破断で崩壊するとき、その崩壊形はウェブに配したボルトが破断するせん断崩壊型に限られる。
- 2) 火災加熱による梁の伸び出しが余り大きくは拘束されない多くの構造条件に対して、梁の

継手に配した高力ボルトに期待できるせん断変形能力は十分な大きさであると考えられる。側柱に隣接する梁、内柱間に架け渡された梁のうち一定程度以上の鉛直荷重を伝達するものなどに設けられた継手がこの場合の構造条件に該当する。この種の継手においては、加熱中に熱応力として発生する軸圧縮力およびウェブに配したボルトの曲げモーメント負担は、当該ボルトおよび架構の他の部分の塑性変形とこれに伴う応力再配分によって、終局時に至ると同時に、かつボルトの変形能力を消費する前にほぼ消滅してしまう。この場合の架構の終局強度は熱応力に依存せず、その崩壊温度はせん断崩壊型の理論崩壊温度で近似できる。

- 3) 上記 2)とは逆に、内柱間に架け渡された梁が僅かな梁上荷重を伝達するような構造条件の場合、この梁を加熱する途上で発達する熱応力は周辺部材の拘束が効いてなかなか解放されず、その結果、応力再配分が完結する前にボルトのせん断変形が変形能力の限界に達してしまうことがある。しかし、高温下の高力ボルトには変形能力到達後にせん断残余耐力が期待され得、ボルトおよび架構はこれより遥かに高い温度域まで耐えることができる。残余耐力区間のボルトは耐力劣化をきたすので、この場合の架構の崩壊温度はせん断崩壊型の理論崩壊温度を下回る。この低下幅は梁丈が大きな架構ほど大きい。
- 4) 全強度接合設計を施された梁継手が破断する架構の火災時挙動は、上記 2)および 3)に示したそれに大別される。 $\tilde{q} \leq 0.3$ の実用的な架構内の範囲であれば、梁継手が破断する架構の崩壊温度は 700℃を上回る。