



H形鋼の残留応力に関する調査報告書

昭和46年3月

建設省土木研究所

まえがき

昭和45年度に橋の構造特性に関する調査、薄肉構造に関する調査の下で実施したリングの非弾性座屈およびH形鋼の残留応力について述べる。

構造研究室長 成田 信之
同 研究員 池村 雅司
官 沢 宏

要 旨

本報告書は、リングの非弾性域における曲げねじれ座屈およびH形鋼の残留応力を取り扱う。

前年度はリングの曲げねじれ座屈を弾性域内で解析した。今年度はこれは非弾性域に拡張し、解析をおこなった。解析には残留応力を考えに入れtangent modulus theoryを用いた。

非対称荷重をうけるリングの面内曲げについて若干の計算をおこない、等分布載荷のリングの応力状態と比較した。

H形鋼の残留応力測定をおこない、中心軸圧縮柱の座屈耐力の低下を tangent modulus theory により求めた。

SYNOPSIS

This paper describes inelastic flexural-torsional buckling of a ring and residual stresses of rolled wide flange beams which are designated in Japan Industrial Standards, JIS. The problems were treated within elastic range in the last report. The analytical method used in this report is the tangent modulus theory taking the effect of residual stresses in the model.

A ring is treated on the stress distribution subjected to asymmetrical loading in its plane and compared with that of a ring subjected to uniformly distributed load.

Residual stresses are measured for rolled wide flange beams, and their critical strengths for buckling of columns are calculated using on the tangent modulus theory. Some discussion is presented on allowable stress obtained from these tests.

記

号

R	: リングの半径	θ	: 角 度
A	: 断 面 積	α	: 角度または関数
P	: 集中荷重	β	: 角度または関数
P_T	: 接線係数荷重	ν	: ポアソン比
P_y	: 全断面降伏荷重	$\varepsilon_{0.1}$	: ひずみ硬化始点のひずみ
M	: 曲げモーメント	σ_y	: 降伏応力
N	: 軸 力	σ_{ult}	: 引張り強さ
E	: ヤング率	λ	: 無次元化した細長比 ($= \frac{L}{r} \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{\sigma_f}{E}}$)
$E_{0.1}$	: ひずみ硬化始点の接線係数	σ	: 応力, σ_r : 残留応力
I	: 断面2次モーメント	η	: 縦距または $\eta = GK + \frac{n^2 EC_w}{R^2}$
I_E	: 有効断面2次モーメント	$\delta(x)$	: 関 数
$F_1(\alpha, \theta)$	: 関 数	r	: 関 数
H	: H形鋼の全背		
B	: H形鋼の全幅		
I_{ps}	: セン断中心に関する極慣性モーメント		
I_y	: y軸まわりの断面2次モーメント		
G	: セン断弾性係数 ($= \frac{E}{2(1+\nu)}$)		
K	: torsion constant		
C_w	: warping constant		
P	: 等分布荷重		
$P, P^0, P(m\beta)$	: 集中荷重		
$w, w(m\beta)$	: 半径方向の変位		
k	: ばね定数		
t_1, t_2	: ウェブ厚, フランジ厚		
r	: 接合部半径, 断面半径		
a	: 外縁から重心までの距離		
x_0	: 重心からセン断中心までの距離の x 成分		
y_0	: 重心からセン断中心までの距離の y 成分		
n	: 波 数		

目 次

ま え が き

要 旨

Synopsis

1. リングの曲げねじれ座屈	1
1-1 リングの残留応力	1
1-2 リングの非弾性曲げねじれ座屈	1
2. リングの面内曲げ	2
3. H形鋼の残留応力	10
3-1 実験目的	10
3-2 残留応力測定	10
3-3 実験結果の検討	13
3-4 ハイブリットげたに対する検討	15
4. む す び	16
参考文献	16
付表, 付図, 写真	17

1. リングの曲げねじれ座屈

昨年度は等分布外圧を受けるリングの曲げねじれ座屈を弾性域で扱った。解析方法としてはエネルギー法を用いた。また、残留応力を考慮した場合のリングの非弾性座屈を扱うための準備として一軸対称断面のリングの曲げねじれ座屈についても解析をおこなっていた。今年度はこれらをもとに数値試算により座屈耐力の低下を算出することにした。考え方は *tangent modulus theory* により有効断面について弾性理論が適用できる。有効断面の減少は残留応力の存在により考えるものとする。

1-1 リングの残留応力

昨年度はリング ($R=1.50\text{ m}$) の残留応力測定をおこなった。リングを構成する断面形はSS41材のH形鋼である。断面構成はフランジ幅 $B=350\text{ mm}$ 、同厚 $t_2=19\text{ mm}$ 、全背 $H=350\text{ mm}$ 、ウェブ厚 $t_1=12\text{ mm}$ であった。昨年度は長さ 6.28 m (第1回実験) とその残材 2.50 m (第2回実験) の部材について残留応力を測定した。第1回実験では測定そのものの信頼性が十分でなかった。第2回実験では信頼性は十分であったが、長さが短くなり残留応力が解放されている様子であったため今年度さらに第3回実験として長さ 6.28 m の部材について残留応力測定をおこなった。これらについてまとめておく、結果を図-1.1に示す、さらに断面内でつり合いを取って補正したものと第3回実験の実験値との比較を図-1.2に示す。同図中直材の残留応力測定よりえられた分布 (図-3.5.1) をもとに計算によってえられる分布も合せて示しておいた。計算方法については昨年度の報告書を参照されたい。計算値の分布を比較するとウェブにおいて大きな違いが見られる。フランジにおいてはその差はウェブ程大きいものではない。違いの原因として考えられるものは塑性加工度が大きく、外縁でのひずみは $17,000 \times 10^{-6}$ にも達するため部分的にひずみ硬化域に入っていること、ひずみ分布がもはや三角形分布では近似できないと推定されること、凸側フランジ外側に板を点溶接したため溶接による残留応力が加わっていることが上げられる。このためこのような場合は計算値による分布は信頼できず、以後の計算には実験による分布 (破線) を考慮しておこうことにする。

実験値の分布で圧縮残留応力の最大値は 7 kg/mm^2 であるから $\sigma_s=24\text{ kg/mm}^2$ として 296 t 以下の荷重では非弾性域に入らないことが分かる。

1-2 リングの非弾性曲げねじれ座屈

残留応力分布が二軸対称形であれば二軸対称断面形についての曲げねじれ座屈の弾性解が利用でき、残留応力分布が一軸対称形であれば一軸対称断面形の弾性解を、対称軸のない分布であれば非対称断面の弾性解を利用して *tangent modulus theory* に依り非弾性曲げねじれ座屈を解析することになる。直材の残留応力分布を利用して曲げ加工後の残留応力を計算すると一軸対称分布となる。このため昨年度は一軸対称断面のリングの曲げねじれ座屈の弾性解を出した。これを下にまとめておく、

$$\begin{aligned} \alpha &= \frac{I_p}{A} + \frac{R}{n^2} (a+x_0) \\ \beta &= \frac{EI_y}{n^2} + \eta + \frac{1}{R^2} (\eta + n^2 EI_y) \left(\frac{I_{p0}}{A} + \frac{R(a+x_0)}{n^2} \right) \\ \tau &= \frac{1}{R^2} \eta EI_y \left(\frac{1}{n} - n \right)^2 \\ I_{p0} &= \int \{ (x-x_0)^2 + y^2 \} dA \\ \eta &= GK + \frac{n^2 EC_w}{R^2} \end{aligned}$$

$$\alpha N^2 - \beta N + \gamma = 0, \quad N = \frac{1}{2} \alpha \{ \beta - \sqrt{\beta^2 - 4\alpha\gamma} \}$$

ここで I_{xx} はせん断中心に関する極慣性モーメント, A は断面積, R はリングの半径, a は外縁から重心までの距離, x_0 は重心からせん断中心までの距離, I_z は z 軸まわりの断面 2 次モーメント, GK はねじり剛性, EC_w は曲げねじれ剛性である。残留応力を考えたときの非弾性座屈の求め方は有効断面について考える。この影響を受ける変数は $a, R, x_0, A, I_{xx}, I_z, C_w$ でありこれらが求められれば上式を使って座屈耐力を求めることができる。しかしながら, 今回対象としたリングの残留応力分布は, 図-1.2にあるように一軸対称でもなく対称軸をもっていない。従って, 対称軸のない断面についてのリングの弾性解が求められていなければならない。しかしこれについての解析としては $V, Z, Vlasov$ の例がある程度で数が少なく, 実験的検証もほとんどなされていない。一般に, 円形アーチでは最小次の座屈波形での座屈耐力が問題となるが, これについては解析例の間の差は小さいが高次 4 波以上の座屈波形についてはかなりの差となってくる。これらについてはすでに昨年度の報告書において, $V, Z, Vlasov, Goldberg \& Bogdanoff$, エネルギー法による解析について比較をおこなった。従って, 以下にエネルギー法による解析例と $V, Z, Vlasov$ による解析例とを示すに止め, 実験的検証をおこなった上で, どの方法が現象をもっともよく表わすか判定したい。その後リングの非弾性座屈の数値計算に移りたいと思う。

$V, Z, Vlasov$ による解析によれば基本式は次のようになる。方法は釣り合い方程式による。

$$\begin{aligned} EI_z \left(u^{(5)} + 2 \frac{u'''}{R^2} + \frac{u'}{R^4} \right) - q_z' + \frac{q_z}{R} &= 0 \\ -E \left(\frac{C_w}{R^2} + I_z \right) u^{(4)} + \frac{GK}{R^2} u'' - \frac{EC_w}{R} \varphi^{(4)} + \frac{EI_z + GK}{R} \varphi'' + q_r &= 0 \\ -\frac{EC_w}{R} u^{(4)} + \frac{EI_z + GK}{R} u'' - EC_w \varphi^{(4)} + GK \varphi'' - \frac{EI_z}{R^2} \varphi + m_r &= 0 \end{aligned}$$

エネルギー法によれば次のようになる。

$$\begin{aligned} EI_z \left(u^{(5)} + \frac{2}{R^2} u''' + \frac{u'}{R^4} \right) + Nu'' + Ny_0 \varphi'' &= 0 \\ \left(EI_z + \frac{EC_w}{R^2} \right) u^{(4)} - \left(\frac{GK}{R^2} - N \right) u'' + \left(\frac{EC_w}{R} - x_0 \left(EI_z + \frac{EC_w}{R^2} \right) \right) \varphi^{(4)} - \left(\frac{EI_z + GK}{R} + x_0 \left(N - \frac{GK}{R^2} \right) \right) \varphi'' &= 0 \\ \left(\frac{EC_w}{R} - x_0 \left(EI_z + \frac{EC_w}{R^2} \right) \right) u^{(4)} - \left(\frac{EI_z + GK}{R} + x_0 \left(N - \frac{GK}{R^2} \right) \right) u'' + EC_w \varphi^{(4)} + \left(\frac{x_0 EI_z}{R} - GK + N \frac{I_{xx}}{A} \right) \varphi'' &+ \left(\frac{EI_z}{R^2} - \frac{N}{R} (a + x_0) \right) \varphi = 0 \end{aligned}$$

ただし, 上記いずれの場合も外圧がせん断中心に一致したときの面内座屈荷重は $M. Levy$ の解に一致しない。そこで $V, Z, Vlasov$ は, その場合に対しては別の方法により導いている。このように解法そのものがまだ十分でないため, 今回は数値計算をおこなわなかった。次年度には重心とせん断中心が一致しない断面に対して, 偏心荷重を与えたときの実験をおこなった上で, 解法を固めたいと思う。

2. リングの面内曲げ

リング面内に図-2.1(1)のように一様等分布圧 q が作用するときの応力状態は円周方向の圧縮応力場となり, そのときの応力 σ は $\sigma = \frac{qR}{A}$ (ただし, A はリングを構成する部材の断面積) で表わされる。従って, これに近似な分布たえば図-2.1(2)のような荷重状態のリングの応力状態も上の場合に大略等しいと見ることができる。一方, 図-2.1(2)において集中荷重 P が①→②→③→④→⑤→⑥→⑦の順序で載荷される場合は, 上のような純圧縮応力状態ではなく, 曲げ応力状態から順次純圧縮応力状態へと漸近することが類推される。ここでは, このような場合の応力状態を計算する。ただし, リングの外側には弾性体が存在し, 内側には弾性体はないものとする。すなわち, リングが元位置より外側へ変位する

位置においては弾性反力を受け、見掛け上荷重が増大した形となり、内側へ変位する位置においてはこのような弾性反力は作用しないものとする。

荷重作用順序は以下のとおりである。図-2.2(1)において①の荷重 P が作用し、これによる変形を維持する形で破線②の荷重に置き換えられる。これを初期状態と考える。これにさらに図-2.2(2)Case 1の荷重 P が加えられる。この荷重下で点 A の変位が等しくなるように図-2.2(3)の状態に置き換える。(Case 2)次に図-2.2(4)のように荷重は $c_1 ba$ となり $c_1 c_2 ab$ という順序で以下Case 1, Case 2の荷重を時計方向に加えていき、終局的には図-2.1(2)のような荷重状態となる。この各場合について断面の応力がどのように変化するかを計算してみる。

計算に用いる仮定として次のものを考える。(1)部材の応力状態は弾性域内にある。(2)曲げ変形だけを考える。(3)微小変形とする。(4)荷重の作用方向は変形後も変形前と同一とする。(5)その他、一般に弾性学に使用される仮定を準用する。

計算には図-2.3の荷重下での A 点の応力計算が基礎となり、上述の各荷重状態では、これを重ね合わせるにより所期の断面の応力が計算される。図-2.3の荷重下での断面力は次のようになる。

$$0 < \theta \leq \alpha : M = \frac{PR}{2} \left\{ \frac{2}{\pi} - \sin(\alpha - \theta) \right\}$$

$$N = \frac{P}{2} \sin(\alpha - \theta)$$

$$w = \frac{PR^3}{4EI} \left\{ \sin(\alpha - \theta) + \left(\frac{\pi}{2} - \alpha + \theta \right) \cos(\alpha - \theta) - \frac{4}{\pi} \right\}$$

$$\alpha < \theta \leq \pi : M = \frac{PR}{2} \left\{ \frac{2}{\pi} + \sin(\alpha - \theta) \right\}$$

$$N = -\frac{P}{2} \sin(\alpha - \theta)$$

$$w = \frac{PR^3}{4EI} \left\{ -\sin(\alpha - \theta) + \left(\frac{\pi}{2} + \alpha - \theta \right) \cos(\alpha - \theta) - \frac{4}{\pi} \right\}$$

半径方向の変位 w は内側への変位を正とする。 I は部材が面内で曲げられる軸のまわりの断面2次モーメントである。 N は円周方向の軸力とする。

ここで、

$$F_1(\alpha, \theta) = \sin(\alpha - \theta) + \left(\frac{\pi}{2} - \alpha + \theta \right) \cos(\alpha - \theta) - \frac{4}{\pi}$$

$$F_2(\alpha, \theta) = -\sin(\alpha - \theta) + \left(\frac{\pi}{2} + \alpha - \theta \right) \cos(\alpha - \theta) - \frac{4}{\pi}$$

$$F_3(\alpha, \theta) = \frac{2}{\pi} - \sin(\alpha - \theta)$$

$$F_4(\alpha, \theta) = -\frac{2}{\pi} + \sin(\alpha - \theta)$$

$$F_5(\alpha, \theta) = \sin(\alpha - \theta)$$

$$F_6(\alpha, \theta) = -\sin(\alpha - \theta)$$

とおくと

$$w = \frac{PR^3}{4EI} F_1(\alpha, \theta)$$

$$M = \frac{PR}{2} F_3(\alpha, \theta)$$

$$N = \frac{P}{2} F_5(\alpha, \theta)$$

$$0 < \theta \leq \alpha$$

$$w = \frac{PR^3}{4EI} F_2(\alpha, \theta)$$

$$M = \frac{PR}{2} F_4(\alpha, \theta)$$

$$N = \frac{P}{2} F_6(\alpha, \theta)$$

$$\alpha < \theta \leq \pi$$

これをもとに図-2.1(2)の場合 $\beta = 2\pi/184$ のときを対象とする。リング外面と外側弾性体は10cm離れておりすでに荷重の作用している位置には介在物により外側弾性体とつながりをもっている。すなわち図-2.2(4)についていえば①, ②, a , b , c , では外側弾性体とつながっており、その他の位置においては弾性体とリング外面は10cm離れている。従ってこの部分は原位置より10cm以上外側へ変位したときリングは弾性反力を受ける。一方、①, ②, a , b , c , は原位置より外側へ変位したときリングは弾性反力を受けるものとする。図-2.4の荷重下での不静定力 $[p(m\beta)]$ を支配する方程式は次のようになる。

$$\begin{pmatrix} w(-\beta) \\ w(\beta) \\ w(3\beta) \\ w(5\beta) \\ \vdots \\ w(-\beta+2\beta(m-1)) \\ \vdots \\ w(45\beta) \\ w(47\beta) \\ \vdots \\ w(89\beta) \end{pmatrix} = \frac{R^3}{4EI} \left\{ \begin{array}{lll} F_1(-\beta, -\beta) & F_1(\beta, -\beta) & F_1(3\beta, -\beta) \dots\dots\dots \\ F_2(-\beta, \beta) & F_1(\beta, \beta) & F_1(3\beta, \beta) \dots\dots\dots \\ F_2(-\beta, 3\beta) & F_2(\beta, 3\beta) & F_1(3\beta, 3\beta) \dots\dots\dots \\ F_2(-\beta, 5\beta) & F_2(\beta, 5\beta) & F_2(3\beta, 5\beta) \dots\dots\dots \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ F_2(-\beta, 45\beta) & F_2(\beta, 45\beta) & F_2(3\beta, 45\beta) \dots\dots\dots \\ F_2(-\beta, 47\beta) & F_2(\beta, 47\beta) & F_2(3\beta, 47\beta) \dots\dots\dots \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ F_2(-\beta, 89\beta) & F_2(\beta, 89\beta) & F_2(3\beta, 89\beta) \dots\dots\dots \end{array} \right.$$

$$\begin{pmatrix} F_1(45\beta, -\beta) & F_1(47\beta, -\beta) \dots\dots\dots F_1(89\beta, -\beta) \\ F_1(45\beta, \beta) & F_1(47\beta, \beta) \dots\dots\dots F_1(89\beta, \beta) \\ F_1(45\beta, 3\beta) & F_1(47\beta, 3\beta) \dots\dots\dots F_1(89\beta, 3\beta) \\ F_1(45\beta, 5\beta) & F_1(47\beta, 5\beta) \dots\dots\dots F_1(89\beta, 5\beta) \\ \vdots & \vdots \\ F_1(45\beta, 45\beta) \\ F_2(45\beta, 47\beta) & F_1(47\beta, 47\beta) \\ \vdots & \vdots \\ F_2(45\beta, 89\beta) & F_2(47\beta, 89\beta) \dots\dots\dots F_1(89\beta, 89\beta) \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} p(-\beta) \\ p(\beta) \\ p(3\beta) \\ p(5\beta) \\ \vdots \\ p(-\beta+2\beta(m-1)) \\ \vdots \\ p(45\beta) \\ p(47\beta) \\ \vdots \\ p(89\beta) \end{pmatrix}$$

$$\begin{aligned}
& \left. \begin{aligned}
& F_1(2\beta(m-1), -\beta) + F_1(2m\beta, -\beta) \\
& F_1(2\beta(m-1), \beta) + F_1(2m\beta, \beta) \\
& F_1(2\beta(m-1), 3\beta) + F_1(2m\beta, 3\beta) \\
& \vdots \\
& F_1(2\beta(m-1), -\beta+2\beta(m-1)) + F_1(2m\beta, -\beta+2\beta(m-1)) \\
& F_2(2\beta(m-1), -\beta+2\beta m) + F_1(2m\beta, -\beta+2\beta m) \\
& \vdots \\
& F_2(2\beta(m-1), 45\beta) + F_2(2m\beta, 45\beta) \\
& F_2(2\beta(m-1), 47\beta) + F_2(2m\beta, 47\beta) \\
& \vdots \\
& F_2(2\beta(m-1), 89\beta) + F_2(2m\beta, 89\beta)
\end{aligned} \right\} \cdot \begin{pmatrix} p(-\beta) \\ p(-\beta) \\ p(3\beta) \\ p(5\beta) \\ \vdots \\ p(-\beta+2\beta(m-1)) \\ \vdots \\ p(45\beta) \\ p(47\beta) \\ \vdots \\ p(89\beta) \end{pmatrix} \\
\\
& = \begin{pmatrix} p^0 \\ p^0 \\ p^0(3\beta) \\ p^0(5\beta) \\ \vdots \\ p^0(-\beta+2\beta(m-1)) \\ 0 \\ p^0 \\ p^0 \\ 0 \\ p^0(89\beta) \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} kw(-\beta)\delta\{w(-\beta)\} \\ kw(\beta)\delta\{w(\beta)\} \\ kw(3\beta)\delta\{w(3\beta)\} \\ kw(5\beta)\delta\{w(5\beta)\} \\ \vdots \\ kw(-\beta+2\beta(m-1))\delta\{w(-\beta+2\beta(m-1))\} \\ k\{\eta+w(\)\}\delta\{\eta+w(\)\} \\ kw(45\beta)\delta\{w(45\beta)\} \\ kw(47\beta)\delta\{w(47\beta)\} \\ \vdots \\ k\{\eta+w(\)\}\delta\{\eta+w(\)\} \end{pmatrix}, \text{ Case i: } m \geq 2
\end{aligned}$$

ここで p ; 外力, η ; リング外面と弾性体の距離

$$\delta\{x\}=0 \quad ; 0 \leq x$$

$$=-1 \quad ; x < 0$$

$p^0 = p^0(-\beta) = p^0(\beta) = p^0(45\beta) = p^0(47\beta)$ については後で述べる。

図-2.5 のときは次のような方程式となる。

$$\begin{pmatrix} w(-\beta) \\ w(\beta) \\ w(3\beta) \\ \vdots \\ w(-\beta+2\beta m) \\ \vdots \\ w(45\beta) \\ w(47\beta) \\ \vdots \\ w(89\beta) \end{pmatrix}^{m+1} = \frac{R^3}{4EI} \left\{ \begin{array}{ccc} F_1(-\beta, -\beta) & F_1(\beta, -\beta) & F_1(3\beta, -\beta) \\ F_2(-\beta, \beta) & F_1(\beta, \beta) & F_1(3\beta, \beta) \\ F_2(-\beta, 3\beta) & F_2(\beta, 3\beta) & F_1(3\beta, 3\beta) \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ F_2(-\beta, V) & F_2(\beta, V) & F_2(3\beta, V) \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ F_2(-\beta, 45\beta) & F_2(\beta, 45\beta) & F_2(3\beta, 45\beta) \\ F_2(-\beta, 47\beta) & F_2(\beta, 47\beta) & F_2(3\beta, 47\beta) \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ F_2(-\beta, 89\beta) & F_2(\beta, 89\beta) & F_2(3\beta, 89\beta) \end{array} \right.$$

$$\begin{array}{ccc} F_1(45\beta, -\beta) & F_1(47\beta, -\beta) & F_1(89\beta, -\beta) \\ F_1(45\beta, \beta) & F_1(47\beta, \beta) & \dots F_1(89\beta, \beta) \\ F_1(45\beta, 3\beta) & F_1(47\beta, 3\beta) & F_1(89\beta, 3\beta) \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ F_1(45\beta, V) & F_1(47\beta, V) & \dots F_1(89\beta, V) \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ F_1(45\beta, 45\beta) & F_1(47\beta, 45\beta) & \dots F_1(89\beta, 45\beta) \\ & F_1(47\beta, 47\beta) & F_1(89\beta, 47\beta) \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ & & F_1(89\beta, 89\beta) \end{array} \begin{pmatrix} p(-\beta) \\ p(-\beta) \\ p(3\beta) \\ \vdots \\ p(V) \\ \vdots \\ p(45\beta) \\ p(47\beta) \\ \vdots \\ p(89\beta) \end{pmatrix}^{m+1,0} + p \begin{pmatrix} F_1(2\beta m, -\beta) \\ F_1(2\beta m, \beta) \\ F_1(2\beta m, 3\beta) \\ \vdots \\ F_1(2\beta m, V) \\ F_2(2\beta m, \beta+2\beta m) \\ \vdots \\ F_2(2\beta m, 45\beta) \\ F_2(2\beta m, 47\beta) \\ \vdots \\ F_2(2\beta m, 89\beta) \end{pmatrix}$$

$$\begin{pmatrix} p(-\beta) \\ p(\beta) \\ p(3\beta) \\ \vdots \\ p(V) \\ \vdots \\ p(45\beta) \\ p(47\beta) \\ \vdots \\ p(89\beta) \end{pmatrix}^{m+1,0} = \begin{pmatrix} p^0 \\ p^0 \\ p^0(3\beta) \\ \vdots \\ p^0(V) \\ 0 \\ p^0 \\ p^0 \\ 0 \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} kw(-\beta)\delta\{w(-\beta)\} \\ kw(\beta)\delta\{w(\beta)\} \\ kw(3\beta)\delta\{w(3\beta)\} \\ \vdots \\ 0 \\ k\{\eta+w(\)\}\delta\{\eta+w(\)\} \\ k\{w(45\beta)\}\delta\{w(45\beta)\} \\ k\{w(47\beta)\}\delta\{w(47\beta)\} \\ k\{\eta+w(\)\}\delta\{\eta+w(\)\} \end{pmatrix}, \text{ Case 2: } m \geq 2$$

$p^0(-\beta+2\beta m)$ はCase 1(m), Case 2(m+1)における $\theta=-\beta+2\beta m$ の点の変位が等しいと考えることにより決定される。これは数式で表わせば次のようになる。

$$w^{m+1}(-\beta+2\beta m) = \frac{R^3}{4EI} \{ (F_2(-\beta, V) \cdots F_1(V, V) \cdots F_1(45\beta, V) F_1(47\beta, V) \cdots F_1(89\beta, V)) \left(\begin{array}{c} p(-\beta) \\ p(\beta) \\ \vdots \\ p(V) \\ \vdots \\ p(45\beta) \\ p(47\beta) \\ \vdots \\ p(89\beta) \end{array} \right)^{m+1,0} + pF_1(2\beta m, V) \},$$

Case 2(m+1)

$$w^m(-\beta+2\beta m) = \frac{R^3}{4EI} \{ (F_2(-\beta, V) F_2(\beta, V) \cdots F_1(V, V) \cdots F_1(45\beta, V) F_1(47\beta, V) \cdots F_1(89\beta, V)) \left(\begin{array}{c} p(-\beta) \\ p(\beta) \\ p(3\beta) \\ \vdots \\ p(V) \\ \vdots \\ p(45\beta) \\ p(47\beta) \\ \vdots \\ p(89\beta) \end{array} \right)^{m,1} + p\{F_2(2\beta(m-1), V) + F_1(2\beta m, V)\} \},$$

Case 1(m)

従って、 $w^m(-\beta+2\beta m) = w^{m+1}(-\beta+2\beta m)$ だから次のようになる。

$$\left(\begin{array}{c} \vdots \\ \vdots \\ \vdots \end{array} \right)^{m,1} + p\{F_2(2\beta(m-1), V) + F_1(2\beta m, V)\} + \left(\begin{array}{c} \vdots \\ \vdots \\ \vdots \end{array} \right)^{m+1,0} + pF_1(2\beta m, V)$$

$$p(V) = p^0(V) = \frac{1}{F_1(V, V)} \left\{ \left(\begin{array}{c} \vdots \\ \vdots \\ \vdots \end{array} \right)^{m,1} - \left(\begin{array}{c} \vdots \\ \vdots \\ \vdots \end{array} \right)^{m+1,0} + pF_2(2\beta(m-1), V) \right\}$$

ここで $\left(\begin{array}{c} \vdots \\ \vdots \\ \vdots \end{array} \right)^{m,1}$ は $F_1(V, V)$ を除いた1行行列を表わす。 $\left(\begin{array}{c} \vdots \\ \vdots \\ \vdots \end{array} \right)^{m+1,0}$ は $p(V)$ を除いた行列を表わす。

同様にして ρ^0 も求められる。Fig 2.6において $\theta=0$ の変位は次のようになる。

$$w^1 = \frac{R^3}{4EI} \{ (F_2(-\beta, 0) F_1(\beta, 0) F_1(3\beta, 0) \dots \dots \dots F_1(89\beta, 0)) \begin{pmatrix} P(-\beta) \\ P(\beta) \\ \vdots \\ P(45\beta) \\ P(47\beta) \\ \vdots \end{pmatrix}^{1,1} + P \{ F_1(0, 0) + F_1(46\beta, 0) \} \}$$

$$\begin{pmatrix} \vdots \end{pmatrix}^{1,1}$$

は次のようにして求められる。

$$\begin{pmatrix} w(-\beta) \\ w(\beta) \\ w(3\beta) \\ \vdots \\ w(45\beta) \\ w(47\beta) \\ \vdots \\ w(89\beta) \end{pmatrix} = \frac{R^3}{4EI} \{ F \begin{pmatrix} P(-\beta) \\ P(\beta) \\ P(3\beta) \\ \vdots \\ P(45\beta) \\ P(47\beta) \\ \vdots \\ P(89\beta) \end{pmatrix}^{1,1} + P \begin{pmatrix} F_1(0, -\beta) + F_1(46\beta, -\beta) \\ F_2(0, \beta) + F_1(46\beta, \beta) \\ F_2(0, 3\beta) + F_1(46\beta, 3\beta) \\ \vdots \\ F_2(0, 45\beta) + F_1(46\beta, 45\beta) \\ F_2(0, 47\beta) + F_2(46\beta, 47\beta) \\ \vdots \\ F_2(0, 89\beta) + F_2(46\beta, 89\beta) \end{pmatrix} \},$$

$$\begin{pmatrix} P(-\beta) \\ P(\beta) \\ P(3\beta) \\ \vdots \\ P(45\beta) \\ P(47\beta) \\ \vdots \\ P(89\beta) \end{pmatrix}^{1,1} = \begin{pmatrix} k \{ \eta + w(\quad) \} \delta \{ \eta + w(\quad) \} \end{pmatrix}$$

繰り返し計算によって求められる。次にFig 2.7の $\theta=0$ における変位は次のようになる。

$$w^2 = \frac{R^3}{4EI} \{ (F_2(-\beta, 0) F_1(\beta, 0) F_1(3\beta, 0) \dots \dots \dots F_1(89\beta, 0)) \begin{pmatrix} P(-\beta) \\ P(\beta) \\ \vdots \\ P(45\beta) \\ P(47\beta) \\ \vdots \end{pmatrix}^{2,0} \}$$

$$\begin{pmatrix} \vdots \\ \vdots \\ \vdots \end{pmatrix}^{2,0}$$

は次の方程式に支配される。

$$\begin{pmatrix} w(-\beta) \\ w(\beta) \\ w(3\beta) \\ \vdots \\ w(45\beta) \\ w(47\beta) \\ \vdots \\ w(89\beta) \end{pmatrix} = \frac{R^3}{4EI} \left\{ \begin{matrix} \vdots \\ \vdots \\ \vdots \end{matrix} \right\}^F \left\{ \begin{matrix} p(-\beta) \\ p(\beta) \\ p(3\beta) \\ \vdots \\ p(45\beta) \\ p(47\beta) \\ \vdots \\ p(89\beta) \end{matrix} \right\}^{2,0} \begin{pmatrix} p(-\beta) \\ p(\beta) \\ \vdots \\ p(45\beta) \\ p(47\beta) \\ \vdots \\ p(89\beta) \end{pmatrix}^{2,0} = \begin{pmatrix} p^0 \\ p^0 \\ \vdots \\ 0 \\ \vdots \\ p^0 \\ \vdots \\ p^0 \\ \vdots \\ 0 \end{pmatrix} +$$

$$\begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ \vdots \\ k\{\eta+w(\)\}\delta\{\eta+w(\)\} \\ \vdots \\ 0 \\ \vdots \\ 0 \\ \vdots \\ k\{\eta+w(\)\}\delta\{\eta+w(\)\} \\ \vdots \end{pmatrix}$$

$w^2 = w^1$ と考えると、

$$\left(\begin{matrix} \vdots \\ \vdots \\ \vdots \end{matrix} \right)^{2,0} = \left(\begin{matrix} \vdots \\ \vdots \\ \vdots \end{matrix} \right)^{1,1} + P\{F_1(0, 0) + F_1(46\beta, 0)\}$$

ここで $(p(-\beta)=p(\beta)=p(45\beta)=p(47\beta))^{2,0}=p^0$ であることから p^0 が求められる。計算機により計算をおこなわせたが、現在のところ十分な結果がえられていない。解決のつき次第整理の上まとめる予定である。

なお、リングと外側弾性体との接触を連続とせず、不連続な形で考えたが、これは想定した実構造物がこのような接触をしていたことによる。なお、連続とした場合については改めて考えてみたいと思っている。

3. H形鋼の残留応力

3-1 実験目的

前年度はH形鋼を曲げ加工した後の残留応力の測定をおこなった。これをもとに「1.のリングの曲げねじれ座屈」の解析のデータとした。今年度はこれをさらに一般化する形で、主に柱材として市場において、最も使用されていると思われる断面10本について実験をおこなうことにした。断面の選定は前年度(44年度)の各断面毎の圧延総トン数のうち上位10本を選ぶことでこれに代えた。

これと同様な測定はすでにアメリカ、Lehigh Univで1952年からJohnston, Beedle, Yaking, Huber, Tall, らによりおこなわれ、残留応力が柱の非弾性座屈、はりの非弾性座屈、板の局部座屈におよぼす影響および残留応力の発生過程について調査がなされた。一連の調査において柱材については8F31の残留応力をモデル化することにより計算がなされた。また、柱の非弾性域での座屈は無次元化した柱曲線が強軸まわりと弱軸まわりで異なり実験値をよりよく説明しうることがあきらかとなった。これらの成果はすでにAASHTOの規程に取り入れられ、設計の合理化の一助となっている。

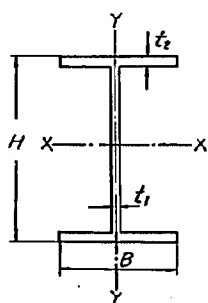
我国においては、アメリカの上述の成果をうけ、残留応力を考えに入れた調査がなされてきたが、基本となる残留応力分布はいずれもLehigh Groupの実験をもとにしている。言換えれば、アメリカの圧延方法、圧延技術により生ずる残留応力をそのまま我国の部材に置き換えている。これを是正することも実験目的の一つである。以上をまとめ、さらに数点付け加えると実験目的として次のものが上げられる。

1. 柱材として最も使用されているH形鋼10断面の残留応力を測定する。
2. 各断面について国内三社(現在合併後二社)の市販品について測定し、残留応力分布のモデル化をはかり、今後の利用の便に供する。
3. 残留応力の影響調査のための基礎データとして使用する。
4. 軸圧縮許容応力について鋼道示の規定を再検討するためのデータとする。
5. 前年度におこなったリングの残留応力分布の測定結果と今年度の測定によりえられた残留応力から計算した分布との比較をおこなう。

3-2 残留応力測定

3-2-1 供試体

供試体は下に示す断面で、上述したように最も使用されているものを圧延生産高順位で選んだ。形状は図-3.1に示す直材、長さ6mで材質はSS41相当である。



H	B	t_1	t_2	r	製造工場		
					旧八幡	旧富士	川鉄
200	200	8	12	13	堺	室蘭	其合
300	300	10	15	18	"	広畑	水島
350	350	12	19	20	"	"	"
400	400	13	21	22	"	"	"
200	100	5.5	8	11	"	室蘭	其合
250	125	6	9	12	八幡	"	"
300	150	6.5	9	13	"	広畑	水島
350	175	7	11	14	堺	"	"
400	200	8	13	16	"	"	"
450	200	9	14	18	"	"	"

(単位mm)

いずれも JIS 規格品でありかつ市販品である。実験用として特別に注文したわけではない。このうち全数実験が完了したわけではなく米印のものは未了であり完了次第整理の上報告する。なお断面を表わす記号として例えば $200 \times 200 \times 8 \times 12$ の H 形鋼は H 200×200 を用いる。

3-2-2 測定断面および測点

図-3.1 に軸方向の測定断面、図-3.2 に断面上的の測点を示す。測点の配置は残留応力分布の曲線勾配が急であると思われるフランジとウェブの接合部付近を細かく、これから離れるに従い粗くなるようにした。測定断面は 6 m の中央位置 (C 断面)、中央から左右それぞれ 1 m 離れた位置 (L, R 断面) の三断面とし、軸方向の残留応力の変化を見ることにした。

3-2-3 測定方法

前年度のリングの残留応力測定、圧延 H 形鋼研究会の残留応力測定により、測定方法はコンタクトゲージ、ゲージ長 100 mm を用いた sectioning 法が手軽でかつ妥当な値をえやすいことがあきらかとなった。従って今年度の測定には、方法について検討はほとんどおこなわず、上記の方法によりすべてについて実験をおこなうことにした。H 300×300 、 350×350 、 400×400 (旧八幡製) についてはワイヤーストレインゲージとコンタクトゲージ、ゲージ長 100 mm, sectioning 法による残留応力の比較をおこなった。

実験状況としてコンタクトゲージ、ゲージ長 100 mm: sectioning 法による残留応力測定作業を写真 1~6 に示す、コンタクトゲージは Pfender 式のものである。切削機はバンドソーでアマダ製 H400 である。(写真 3.4) 本機の最大切削寸法は $450 \text{ mm} \times 200 \text{ mm}$ である。切削による温度上昇はひじょうに小さく、さらに切削による温度上昇を抑えるため加圧力を小さく、鋸羽速度を遅くして切削した。すなわち、切込調整 4 以下、鋸羽速度 20 m/分 (低速用ブリー) を標準として作業を進めた。これにより切削による熱の影響はほとんど無視しうる程度と思われる。前年度使用したカルテンパハ製のまる鋸に比べれば、熱の発生は数分の 1 程度と思われる。

3-2-4 材料試験

図 3.1 に示す位置から一号引張試験片を切り出し、引張試験をおこなった。測定はワイヤーストレインゲージにより次の項目についておこなった。

1. ヤング率 E
2. ポアソン比 ν
3. 降伏点応力 σ_s
4. ひずみ硬化始点の接線係数 E_{st}
5. ひずみ硬化始点のひずみ ϵ_s
6. 引張り強さ σ_{t1}
7. 伸び

各断面につき表 1 にあるように上、下フランジからそれぞれ 2 本、ウェブから 3 本合計 7 本の一号引張試験片を切り出した。ただし、H 200×100 については上、下フランジより各 1 本、ウェブより 2 本合計 4 本切り出した。試験結果を表-1 に示す。SS41 材として各種規格は十分満足されている。なお、表中添字の MV, M はそれぞれ weighted mean value, arithmetical mean value の意味で weight として断面積をとった。

3-2-5 H 形鋼の残留応力測定

応力解放前と後の板の表と裏で測定したひずみの平均値を、板厚の中央でのひずみと考え、これに材料試験によりえられたヤング率を掛けこれをその位置の残留応力とした。以下、特にことわらない限り中心位置の残留応力についてまとめ、その結果について述べる。このようにしてえられた残留応力を図-3.5 に示す。図中引張残留応力を正、圧縮残留応力を負とする。実線は測定によりえられた残留ひずみにヤング率 $2.1 \times 10^5 \text{ Kg/cm}^2$ を掛けてえた残留応力を示し、破線により $N = \int \sigma dA = 0$ 、 $M = \int r \eta dA = 0$ の釣り合いをとった後の残留応力を示す。このときはヤング率として材料試験よりえられた値を使用した。なお、1~10 番までを旧八幡製、11~20 番までを旧富士製、21~30 番までを川鉄製として区別した。

(1) ワイヤストレインゲージによる測定値とコンタクトゲージによる測定値の比較

H300×300, 350×350, 400×400につき、測定値の比較をおこなった。いずれも旧八幡製のものである。C断面について両者を比較すると図3.3のようになる、この図から分かるように両者の差はほとんどないといってよい。これは前年度の測定によって確められたが、今回のこれらの測定結果により上記のことをさらにはっきりできたと考えられる。従って他の断面についても同様と考えられ、たとえおこなっても測定作業を繁雑にするばかりであるので他断面についてはこれらの比較はおこなわないことにした。

(2) 残留応力分布の軸方向変化

軸方向の変化をみるためL, C, R断面の残留応力分布を重ね合せた。この結果を図-3.4に示す。ここには代表として旧八幡製のうち6断面についてのせた。他の断面についても傾向として大きな変化はなく、これらで代表しうるものと思われる。このうちH400×400のR断面の結果が離れていることを除けば、軸方向変化はほとんど無視しうるものと思われる。

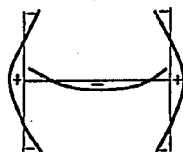
(3) けたの残留応力分布

これについては上記したが、ここではその求め方について述べる。L, C, R断面の測定により3本の残留応力分布を表わす曲線がえられる。これを重ね合せた上、その平均値を連ねた曲線を引く。これが図-3.5の実線で表わされた曲線である。さらに、これから次の計算により軸力 $N = \int \sigma dA = 0$ 、曲げモーメント $M = \int \sigma y dA = 0$ 、 σ : 残留応力となるように計算した結果が同図中破線で表わされている。計算は数値積分により、台形公式を使用した。なお、r部は無視した。

図-3.5.1は旧八幡製鉄製作のH形鋼の残留応力であり、図-3.5.2は旧富士製鉄製、図-3.5.3は川崎製鉄製のH形鋼の残留応力である。

実験による分布(実線)とこれを補正した分布(破線)とでは、ほとんど差がないといってよい。これは測定が成功裏におこなわれたことを示すものと思われる。

形状による差についてみると、広幅系列のH形鋼の残留応力分布と細幅系列のH形鋼の残留応力分布はフランジ端において圧縮残留応力となるが、細幅系列の分布ではこれが引張残留応力となる。このためフランジのほぼ全域において引張となるため、ウェブのほぼ全域にわたり圧縮残留応力となり、かなり大きな圧縮が残留する。一方広幅系列の分布はこれに比べて、フランジには圧縮、引張両方共存在するためウェブにはそれほど大きな圧縮残留応力は存在しない。図-3.5から特に注目すべきことはH300×300ではほとんど残留応力が存在しないが、他に比べてひじょうに小さい。上に記したことを図にすれば左図のようになる。図中左は広幅系列の残留応力分布を模式的に示したものであり、右は細幅系列のものである。細幅のもう一つの特徴はフランジとウェブの接合部付近におけるフランジの分布形がかなり尖鋭な形となることである。



広幅 (1x1)



細幅 (1x2)

(4) 残留応力のモデル化

同一断面のH形鋼についても各社の製造方法、技術、管理状態により残留応力は異なるため三社について測定をおこなったわけであるが、今後このデータを利用して残留応力の影響を考える場合できれば断面毎に標準的な残留応力分布が定まっていれば便利である。このような目的の下に残留応力のモデル化をおこなってみることにした。標準化の方法として使用目的から考えた場合これらの断面形は柱として使用される場合がもっとも多いと考えられるから柱の座屈に及ぼす

影響が一定となるように残留応力分布を定める方法が考えられる。今回はこの逆の方法で標準化を考えた。すなわち、三社の分布形を標準化（平均化）することにより柱の座屈に及ぼす影響が平均化されたと考える。すなわち、三社の各断面についての測定結果を重ね合せ、各断面についての残留応力のモデル化をおこなった結果を図-3.6に示す。なお、同図中破線によりバランスをとった後の分布を示した。両者の差は小さなものである。

(5) 既存データとの比較

アメリカ, *Lehigh Univ.* での測定結果を図-3.7に示す。図中フランジ残留応力は左右同一と考え左側フランジにのみ書き曲線が錯さうしないようにした。このうち今回の実験および我国での測定例と比較しようものについて対比したものが図-3.8である。なお、両者の寸法は一致するわけではないので厳密には比較にならない点もある。

比較の対象としてH200×100と4WF13, H200×200と8WF31, H300×300と12WF65, H900×300と36WF150が上げられる。このうちH200×100と4WF13: H900×300と36WF150の対比ではフランジ厚/ウェブ厚比が他二者に比べて異なり、4WF13, 36WF150の方がフランジ厚/ウェブ厚比はH200×100, H900×300のそれより小さいことを指摘しておく。従って、残留応力の出方もこの寸法の差により異なることが考えられる。このような考えを頭に入れた上で両者の比較をおこなう。なお、H900×300の我国の測定例としてはH形鋼研究会において提出された国内二社の残留応力分布を重ね合せ、平均化した分布を描いた。

第2, 第3の比較においては米国の分布より我国の分布形が低いレベルでバランスがとれており好ましい結果である。第1, 第4の比較ではこれが逆となっている。ただしH200×100などは柱に使用されるのがほとんどであると思われるから、フランジ端が正、フランジ全体が引張でウェブにこれに見合う圧縮残留応力が残っているが、曲げ座屈に対してはこの方が有利である。これが第4の比較となると傾向は全く逆で米国側の方が低いレベルでバランスしている。このサイズの使用用途であるはり材について考えればフランジ中央および端部の残留応力の絶対値は小さい方が有利であるから、米国側の分布の方が好ましい。なお、H300×300の分布形は前の図から見られるように特殊な分布形であるためクラス上のサイズであるH350×350と12WF65との分布を比較してみるとほとんど同じような分布となる。これを詳しくみるとフランジ中央、ウェブ中央ではほとんど同じであるがフランジ端では我国の分布の方が2~3 Kg/mm² 小さい。

Lehigh Univ. では $\sigma_{rc} = 0.3 \sigma_y$ とし、これからバランスのとれるように次式で残留応力のモデル化をおこなっている。

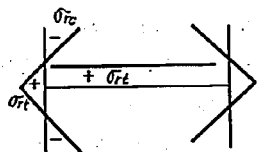
$$\sigma_{rc} = \frac{B t_2}{B t_2 + (H - 2 t_1) t_2} \sigma_{rc}$$

これにより $\sigma_y = 24 \text{ Kg/mm}^2$ のときのH200×200の分布を図-3.8に一点鎖線により記入した。図からわかるように米国の分布についてはよく近似するが、我国の分布を近似しうるものではない。ただし、上述したようにH350×350, 400×400については近似しうると思われる。いずれにしる上のようなモデル化には無理

のあること、現在の段階では上の方法を改める具体的なものは見つからないこと、これをあきらかにするには残留応力の計算値が求められていることが望ましいこと等があきらかとなった。従って、来年度にはこの方向で残留応力の計算値を出すように努力する予定である。

3-3 実験結果の検討

前節までに、実験によりえられた残留応力の結果については大部分解れた。ここでは、その検討と今回の実験によりえられた残留応力を使って column-curve を計算し、従来の結果と比較する。さらに、これを使用し軸圧縮許容応力値の規程について検討を加える。



前節までに触れたように、実験はひじょうに満足すべきものであった。得られた結果は十分実際の残留応力に近いものと思われ、データーの信頼性は高いものと考えられる。

今回の実験によりえられた残留応力を使って、非弾性域の column-curve を計算した。計算仮定として外荷重による応力と残留応力の足し合せが可能と考える。これはすでに *Lehigh Univ.* の調査により確認された。それ以来残留応力を計算に取り入れるときの一般的方法となっている。計算結果を図-3.9に示す。中心軸圧縮柱の座屈耐力としての意味をもつ *tangent modulus load* P_T を対象とした。従って計算は *tangent modulus theory* により、残留応力分布をかんたんなモデルとしないで実験によりえられた分布を $N=0$, $M=0$ の補正をした形でそのまま取り入れて計算するため数値積分によりおこなった。積分は台形公式によりおこなった。計算内容を具体的に書けば次のようになる。

Column-curve は次式により表わされる。

$$\lambda_T = \sqrt{\frac{I_E' I}{P/P_T}}, \quad \lambda = \frac{L}{r} \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{\sigma_T}{E}} \quad \text{ここで, } I_E: \text{有効断面2次モーメント, } I: \text{元断面2次モーメント,} \\ P: \text{耐力, } P_T: \text{全断面降伏荷重, } L: \text{柱長, } r: \text{断面半径.}$$

従って、 $P-I_E$ の関係があらかじめされれば λ_T は上式により計算される。今回は column-curve の非弾性域を10分割して、 $P-I_E$ の計算を進めた。弾性域から非弾性域への分岐点として、残留応力の最小値+外荷重による応力=降伏点応力となる点とした。従って、このときの P/P_T と $P/P_T = 1.00$ を10分割したことになる。計算は実験の終了した28本の断面についておこない、残留応力の差による column curve の差を見た。強軸まわりと弱軸まわりの座屈強度について *intermediate column* に対しておこなった計算結果を無次元化して、 $P/P_T - \lambda$ の関係を示した。断面2次モーメントの計算において、強軸まわりについては r 部の省略を、弱軸まわりについては r 部の省略とウェブの断面2次モーメントの省略をおこなった。荷重については r 部の省略をおこなった。図-3.9から次のことが分かる。

1. 強軸まわりと弱軸まわりの座屈強度低下の傾向は異なり、弱軸まわりの低下量が強軸まわりに比べて大きい。
2. 残留応力分布が *Lehigh Univ.* のモデル ($\sigma_{re} = 0.3\sigma_T$) に近い断面については *CRC* 曲線に相似した column curve となる。しかし、異なった分布例えば細幅系の *H* 形鋼の column curve は *CRC* 曲線から離れ *CRC* 曲線は安全すぎる。なお、*CRC* 曲線とは $P/P_T = 1 - \frac{1}{4}\lambda^2$, $\lambda = \frac{L}{r} \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{\sigma_T}{E}}$ である。
3. 細幅系の *H* 形鋼の column curve は、広幅系の *H* 形鋼の column curve と比べ強軸、弱軸の差は小さい。
4. 図-3.9から補間して考えると column curve として強軸まわりのうち広幅は $P/P_T = 1 - k\lambda^3$, 細幅は $P/P_T = 1 - k\lambda^3$; 弱軸まわりのうち広幅は $P/P_T = 1 - k\lambda^{5/4}$, 細幅は $P/P_T = 1 - k\lambda$ が妥当と思われる。ただし、 k は定数である。今回の結果から考えれば次式となる。

$$\begin{aligned} \text{強軸} \{ & \text{広幅 } P/P_T = 1 - 0.23\lambda^3 \quad (\lambda \leq 1), P/P_T = 1.43 - 0.66\lambda \quad (1 < \lambda \leq 1.45), P/P_T = \frac{1}{\lambda^2} \quad (1.45 < \lambda) \\ & \text{細幅 } P/P_T = 1 - 0.12\lambda^3 \quad (\lambda \leq 1), P/P_T = 1 - 0.12\lambda^5 \quad (1 < \lambda \leq 1.17), P/P_T = \frac{1}{\lambda^2} \quad (1.17 < \lambda) \\ \text{弱軸} \{ & \text{広幅 } P/P_T = 1 - 0.32\lambda^{5/4} \quad (\lambda \leq 1.4) \quad P/P_T = \frac{1}{\lambda^2} \quad (1.4 < \lambda) \\ & \text{細幅 } P/P_T = 1 - 0.1\lambda \quad (\lambda \leq 1.06), P/P_T = \frac{1}{\lambda^2} \quad (1.06 < \lambda) \end{aligned}$$

これらを図-3.9に点線で示す。

以上の結果から許容応力を出すための安全率として軸引張許容応力に対する安全率と同一のものとすると、SS41材の許容応力として次式が考えられる。

$$\begin{aligned} \text{強軸} \left\{ \begin{array}{l} \text{広幅} \quad \sigma = 1400 - 0.0004(l/r)^3 \quad l/r \leq 93, \sigma = 2000 - 994(l/r)^{0.93} \quad 93 < l/r \leq 134.7 \\ \text{細幅} \quad \sigma = 1400 - 0.0002(l/r)^3 \quad l/r \leq 93, \sigma = 1400 - 0.24 \times 10^{-7}(l/r)^5 \quad 93 < l/r \leq 108.7 \end{array} \right. \\ \text{弱軸} \quad \text{広幅} \quad \sigma = 1400 - 1.55(l/r)^{5/4} \quad l/r \leq 130, \text{細幅} \quad \sigma/\sigma_r = 1400 - 1.51(l/r) \quad l/r \leq 98.5 \end{aligned}$$

上式は中心軸圧縮柱に対するものであり、一般の設計にはさらに不可避の荷重の偏心、材の元たわみを考慮しなければならない。また、残留応力の非対称による重心の移動を考えなければならないが、上では考えていないことを付言しておく。

降伏応力の異なる材についても、残留応力分布はほとんど変わらないという結果が *Lehigh Univ* から出されている。これを使って高強度材についての許容応力を上と同一の考えのものとに算出してみると次のようになる。SS50材については $\sigma_r = 280 \text{ Kg/cm}^2$ とすると次のようになる。

$$\begin{aligned} \text{強軸} \left\{ \begin{array}{l} \text{広幅} \quad \sigma = 1700 - 0.00061(l/r)^3 \quad l/r \leq 86, \sigma = 2431 - 13.04(l/r) \quad 86 < l/r \leq 124.8 \\ \text{細幅} \quad \sigma = 1700 - 0.00032(l/r)^3 \quad l/r \leq 86, \sigma = 1700 - 0.43 \times 10^{-7}(l/r)^5 \quad 86 < l/r \leq 100.7 \end{array} \right. \\ \text{弱軸} \left\{ \begin{array}{l} \text{広幅} \quad \sigma = 1700 - 2.07(l/r)^{5/4} \quad l/r \leq 120.4 \\ \text{細幅} \quad \sigma = 1700 - 1.98(l/r) \quad l/r \leq 91.2 \end{array} \right. \end{aligned}$$

SM50A材については $\sigma_r = 3200 \text{ Kg/cm}^2$ とすると次のようになる。

$$\begin{aligned} \text{強軸} \left\{ \begin{array}{l} \text{広幅} \quad \sigma = 1900 - 0.00084(l/r)^3 \quad l/r \leq 80.5, \sigma = 1900 - 15.58 \quad 80.5 < l/r \leq 116.7 \\ \text{細幅} \quad \sigma = 1900 - 0.00044(l/r)^3 \quad l/r \leq 80.5, \sigma = 1900 - 0.67 \times 10^{-7}(l/r)^5 \quad 80.5 < l/r \leq 94.2 \end{array} \right. \\ \text{弱軸} \left\{ \begin{array}{l} \text{広幅} \quad \sigma = 1900 - 2.52(l/r)^{5/4} \quad l/r \leq 112.7 \\ \text{細幅} \quad \sigma = 1900 - 2.36(l/r) \quad l/r \leq 85.3 \end{array} \right. \end{aligned}$$

これらと現行示方書の規定との比較は上記の理由で意味がないので止めることにした。

残留応力の非対称性、不可避の偏心、元たわみを考えた解析の終了時にこれをおこなう。

3-4 ハイブリッドげたに対する検討

残留応力の調査をおこなった結果えられた考え方を延長した形で今後使用要求の増大が予想されるハイブリッド柱げたに対する検討をおこなう。

現在我国においてはハイブリッドげたの使用は許められていない。これは現在の設計法が弾性設計法を採用しているためで、降伏荷重以下の荷重のもとでは部材のあらゆる点において弾性域内にあることを前提としているからである。しかるに実際は残留応力の存在により降伏荷重より小さい荷重で部分的に降伏応力に達している。従って、上述の前提は何ら意味をもっていない。このようなことから最近ハイブリッド柱、げたの使用を認めようとする動きがある。アメリカにおいては1968年にASCE-AASHTO合同委員会はハイブリッドげたの設計法を提示した。これも一般的使用を認めたものではなく、部分的な使用を認めたものにすぎず、適用内の形式については弾性設計に相当する方法により設計することになった。ただし、適用外に上げられているものの中には使用にあたり重要なものもあり、不十分な点が多い。しかし、全面的な使用が認められるのもそう遠いことではないと思われる。我国においてもハイブリッド柱、げたに対する理論的、実験的検討が早急に始められなければならない時期に来ている。

残留応力の存在により降伏荷重より小さい荷重で部分的な降伏が始まり、変形状は直線性を失なう。これはハイブリッド柱、げたの変形挙動と全く同じことであり、これから類推すれば基本的性状についてはほとんど問題ないと言ってよいと思われる。ただし、溶接部の強度、疲労に対する問題、座屈、せん断に対する若干の問題が残っている。これらの問題さえ解明できれば全面的使用の許可も難しいことではないと思われる。今後これらに対する検討もおこなっていきたいと思っている。

4. む す び

1. リングの面外非弾性座屈および2. リングの面内曲げについては数値計算, 計算結果の検討を終らせることができなかった。これは次年度におこなう予定である。3. H形鋼の残留応力測定は2本分は残して終了した。今後はこのデーターを活用してゆきたいと考えている。残り2本分は次年度に行なう。来年度はこれらの上にたち1に関する座屈試験および中心軸圧縮の非弾性座屈実験を予定している。

最後に, 今回の試験に直接または間接にたずさわっていただいた諸氏に感謝する。特に, 土木研究所橋梁研究室においてはバンドソーの設置および実験作業に必要な場所を, また施工研究室においては部材の仮置きのための場所を提供していただいた。ここに記して, 感謝の意を表わしたい。

Reference

- 1) V. Z. Vlasov; Thin-walled elastic beams, Israel Pro. Sci., Trans., 1961.
- 2) S. P. Timoshenko and J. M. Gere; Theory of elastic stability, McGraw-Hill Book Co., 1961.
- 3) J. E. Duberg and T. W. Wilder; Inelastic column behavior, NACA Tech. Note No. 2267, 1961.
- 4) B. G. Johnston; Inelastic buckling gradient, ASCE, Vol. 90, EM 6, 1964.
- 5) C. H. Yang, L. S. Beedle and B. G. Johnston; Residual stress and the yield strength of steel beams, W. J., s. 205-229, 1952.
- 6) A. W. Huber and L. S. Beedle; Residual stress and compressive strength of steel, W. J., s. 589-614, 1954.
- 7) L. Tall; Residual stresses in welded plates - A theoretical study, W. J., s. 10-23, 1964.
- 8) L. S. Beedle and L. Tall; Basic column strength, ASCE, Vol. 87, No. ST 7, 1960.
- 9) A. W. Huber; The influence of residual stress on the instability of columns, Ph. D. dissertation, Lehigh Univ., 1956.
- 10) T. V. Galambos; Inelastic lateral torsional buckling of wide-flange columns, Ph. D. dissertation, Lehigh Univ., 1959.
- 11) T. V. Galambos; 福本, 西野訳; 鋼構造部材と骨組, 丸善, 1970
- 12) 残留応力と座屈; JSSC, Vol. 3, No. 16, 1964.
- 13) 大久保忠良; 大型圧延H形鋼を用いた橋梁の問題点, 橋梁と基礎, Vol. 5, No. 3, 1971.
- 14) 大久保, 池村; リングの曲げねじれ座屈およびH形鋼の残留応力, 土研資料 No. 593, 1970.
- 15) H形鋼研究会; 圧延H形鋼研究会報告書 (I), 1971.
- 16) 残留応力をもつ材の座屈耐力に関する実験研究, JSSC 6(54) (70. 6)
- 17) Design of hybrid steel beams, ASCE, Vol. 94, No. ST6, 1968.

Tables, Figures and Photographs

Table 1. Results of coupon tests

		Young's modulus $E_M \times 10^6$ kg/cm ²	Poisson's ratio ν_M	yield stress σ_M kg/cm ²	tangent at stress har- dening 係數 Est $M \times 10^4$ kg/cm ²	strain as stress har- dening Est $M \times 10^6$	tensile strength σ_{t11} kg/cm ²	elongation %
1	H300×300	2.01	0.272	2580	7.46	10,200	4540	26.9
2	350×350	2.07	0.278	2390	7.88	11,300	4600	28.5
3	400×400	2.07	0.273	2220	8.91	12,600	4490	28.9
4	400×200	2.10	0.282	2910	10.03	11,900	5040	22.8
5	300×150	2.02	0.296	3060	6.08	16,700	4510	22.7
6	200×200	2.10	0.288	2620	5.96	13,900	4660	25.1
7	450×200	2.12	0.283	2680	7.31	14,400	4750	27.2
8	350×175	2.09	0.285	3040	6.91	15,900	4990	25.4
9	250×125	1.86	0.269	2850	7.77	14,800	4890	25.5
10	200×100	1.64	0.276	3330	3.03	20,300	4810	21.1
11	H450×200	2.01	0.276	2640	7.96	16,000	4810	25.7
12	400×200	2.01	0.279	2700	6.71	11,400	4890	25.4
13	350×175	2.05	0.282	2730	4.96	12,700	4700	24.4
14	400×400	2.13	0.271	2240	8.08	11,500	4500	29.6
15	350×350	2.04	0.280	2510	6.17	12,100	4880	26.2
16	300×300	2.11	0.283	2420	7.34	12,300	4690	24.8
17	300×150	1.95	0.265	2770	5.58	15,700	4590	23.8
18	250×125	2.04	0.276	2785	7.01	13,280	4815	23.2
19	200×100	2.00	0.281	2550	6.01	16,240	4340	22.8
21	H350×350	2.10	0.272	2330	7.13	13,200	4370	29.1
22	400×400	2.03	0.274	2510	6.07	14,200	4550	26.8
23	300×300	2.15	0.278	2610	8.04	10,900	4760	28.6
24	450×200	2.14	0.281	2470	8.12	12,000	4540	27.1
25	250×125	2.12	0.275	2630	7.30	12,500	4670	25.6
26	200×100	2.07	0.270	2800	6.42	17,800	4730	21.6
27	350×175	2.03	0.260	2570	3.42	16,190	4220	24.0
28	300×150	2.01	0.267	2640	8.23	13,770	4740	23.7
29	200×200	2.00	0.264	2660	4.84	16,560	4425	23.6

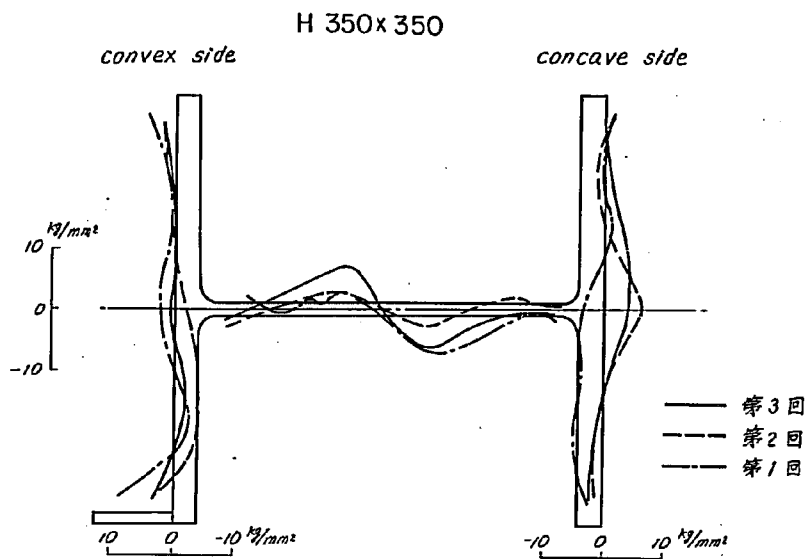


Fig 1.1

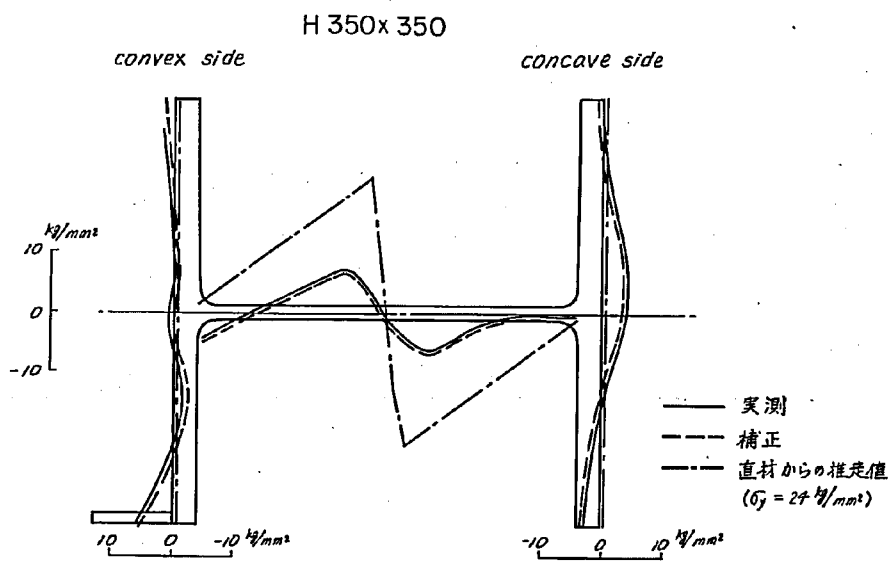
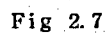
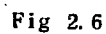
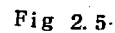
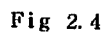
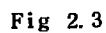
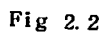
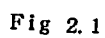


Fig 1.2



- 19 -

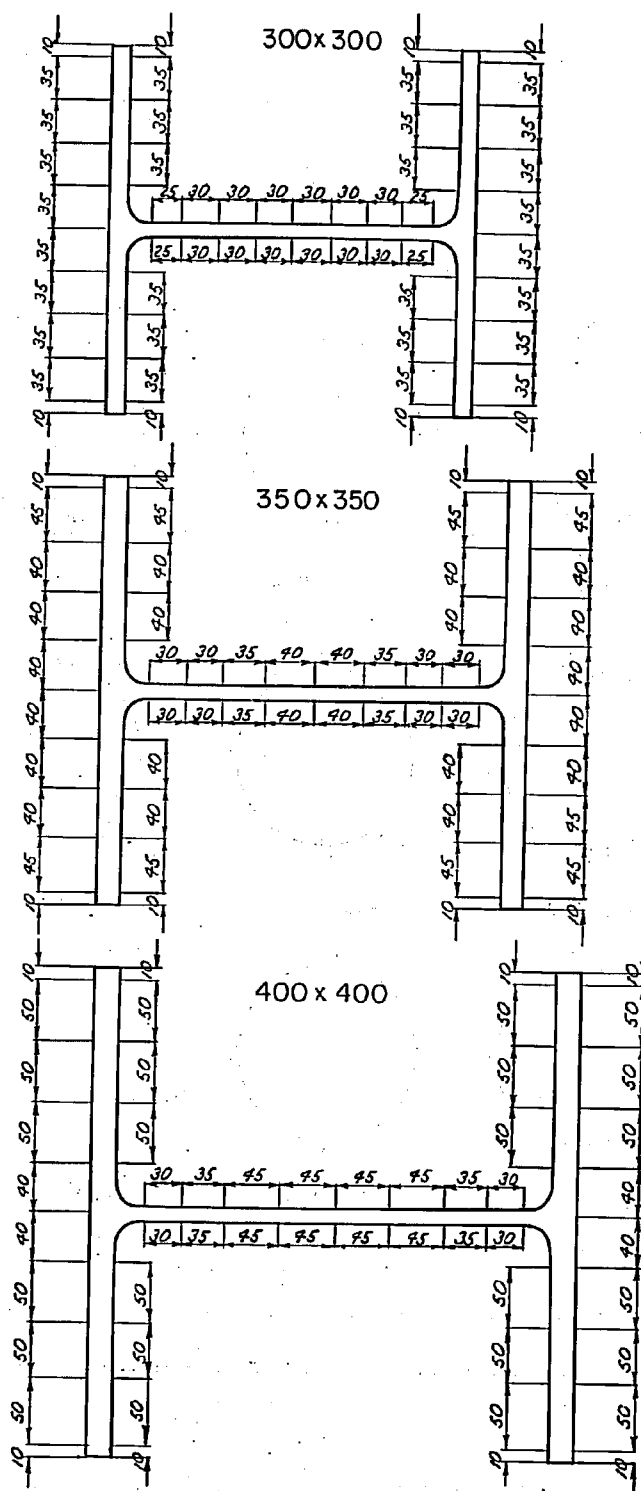
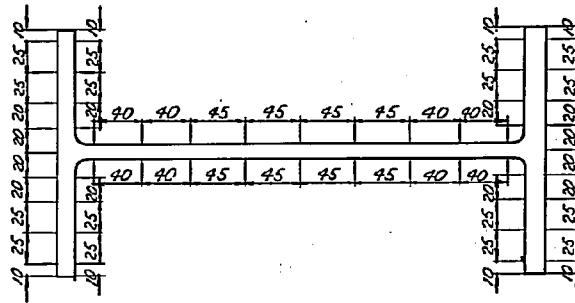
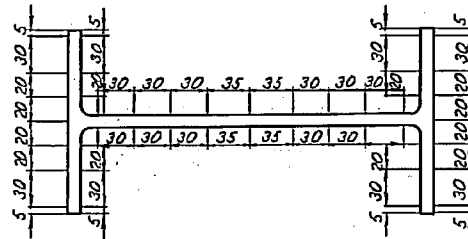


Fig 3.2.1 Position of strain gage

H 400x200



H 300x150



H 200x200

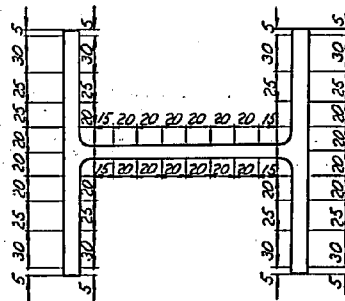


Fig 3.2.2 Position of strain gage

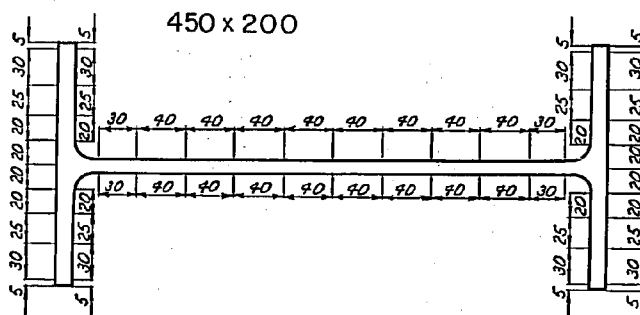
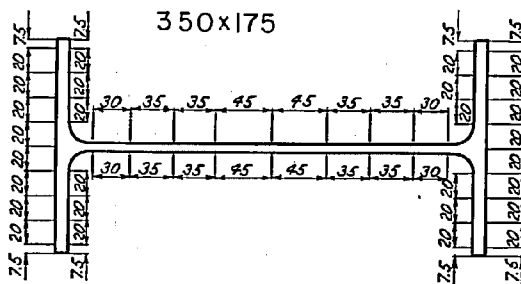
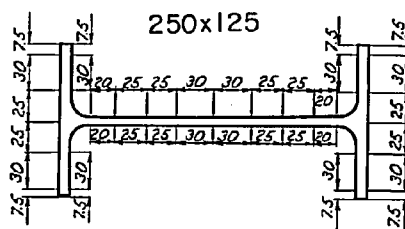
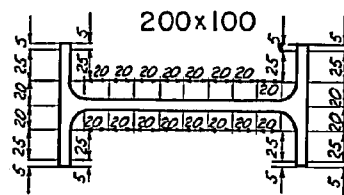


Fig 3.2.3 Position of strain gage

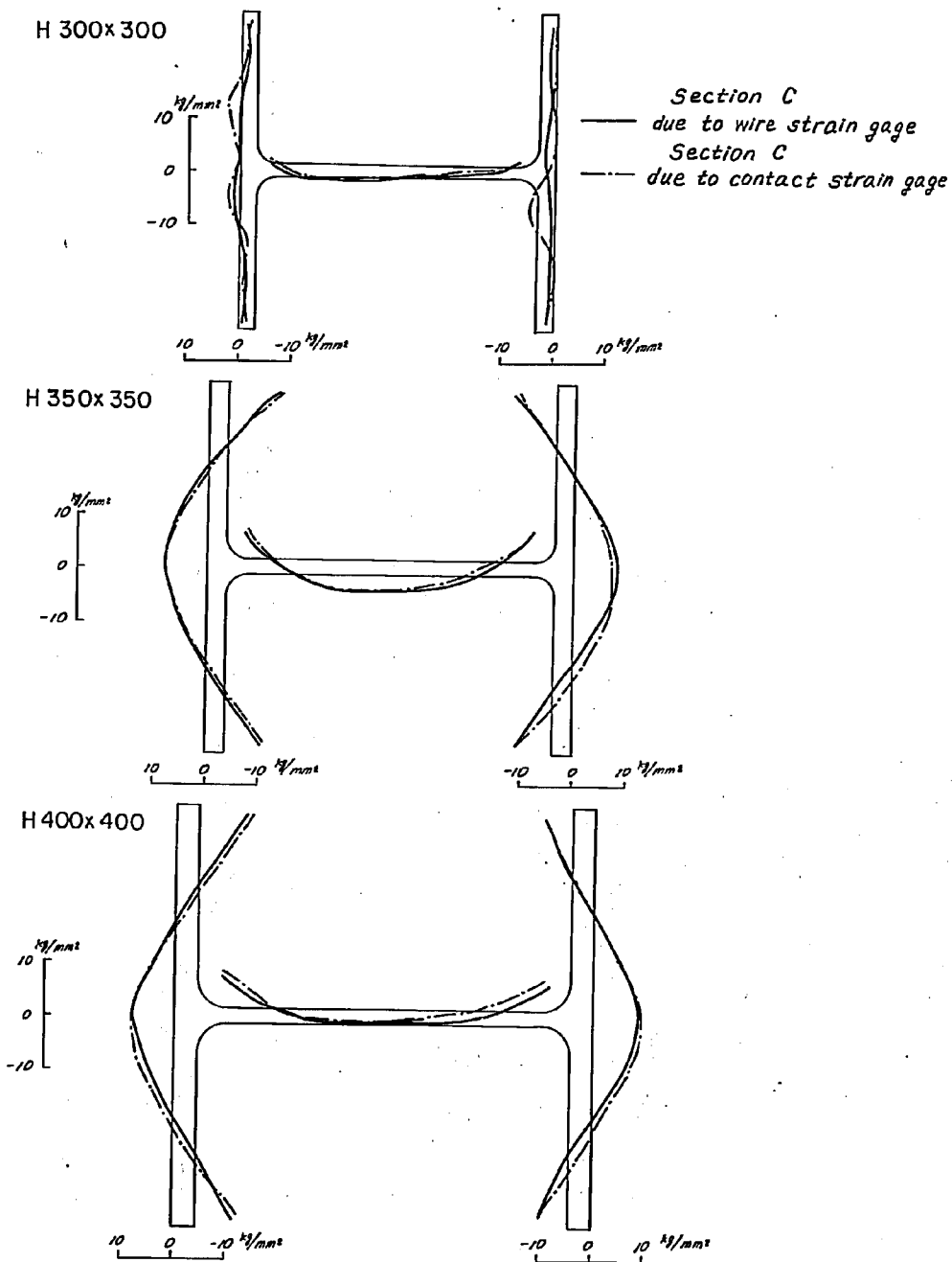


Fig 3.3 Residual stress distribution due to wire strain gage and contact strain gage

due to contact gage

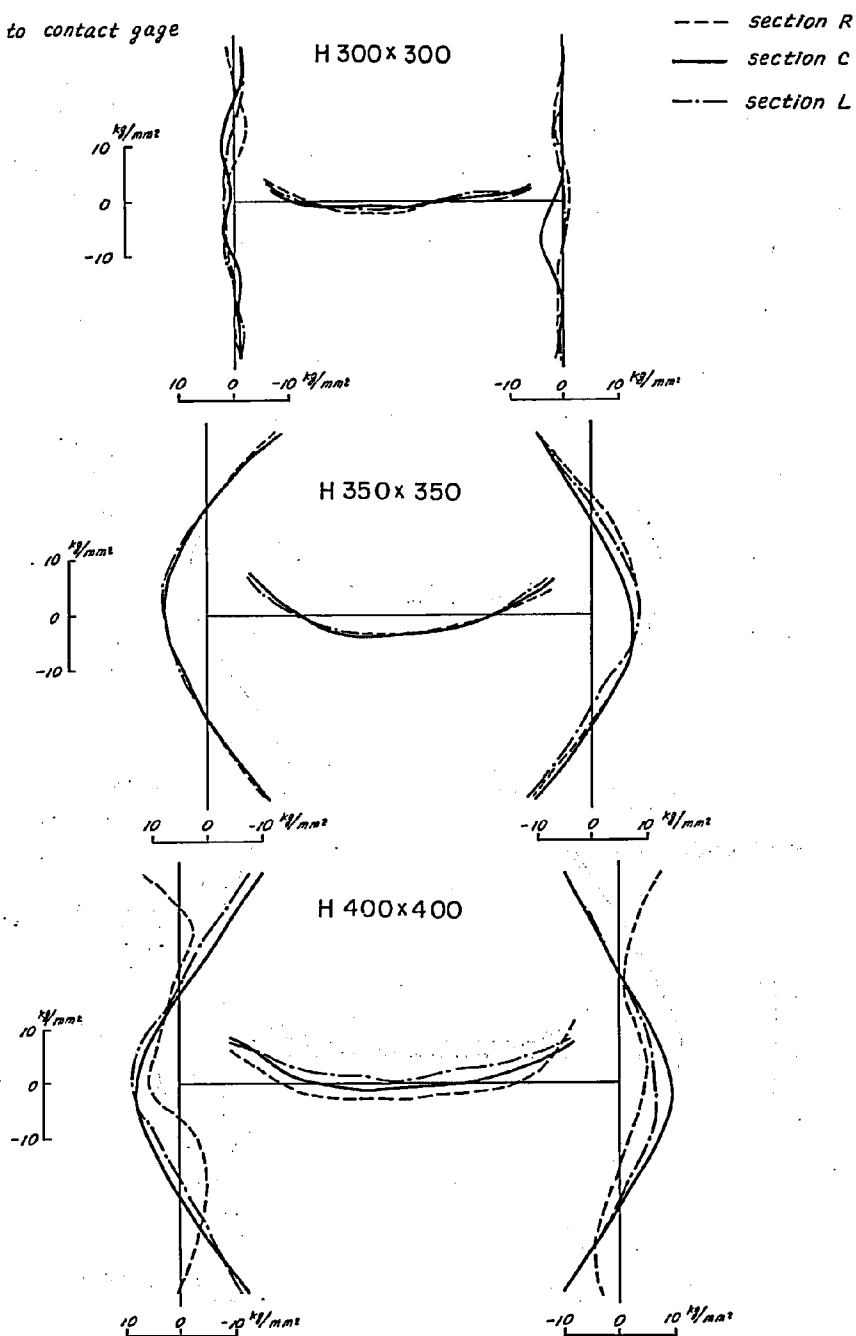
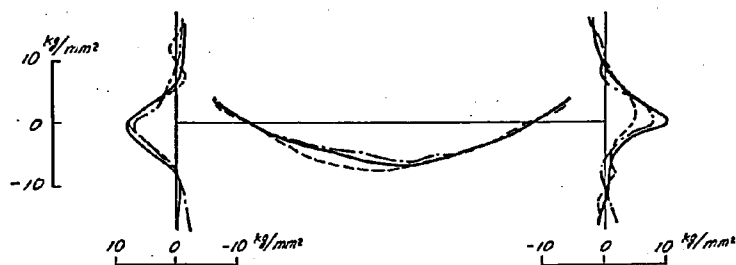
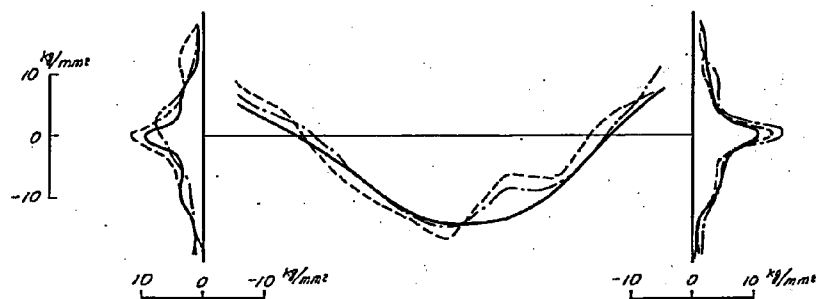


Fig. 3.4 Residual stress distribution of longitudinal direction (continued next page)

H 350x175



H 400x 200



H 450x 200

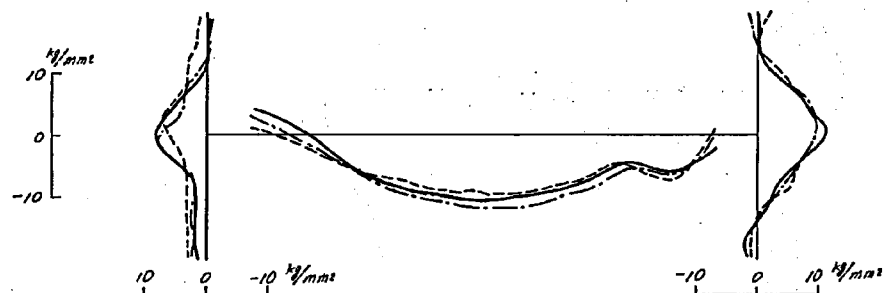


Fig 3.4 Continued

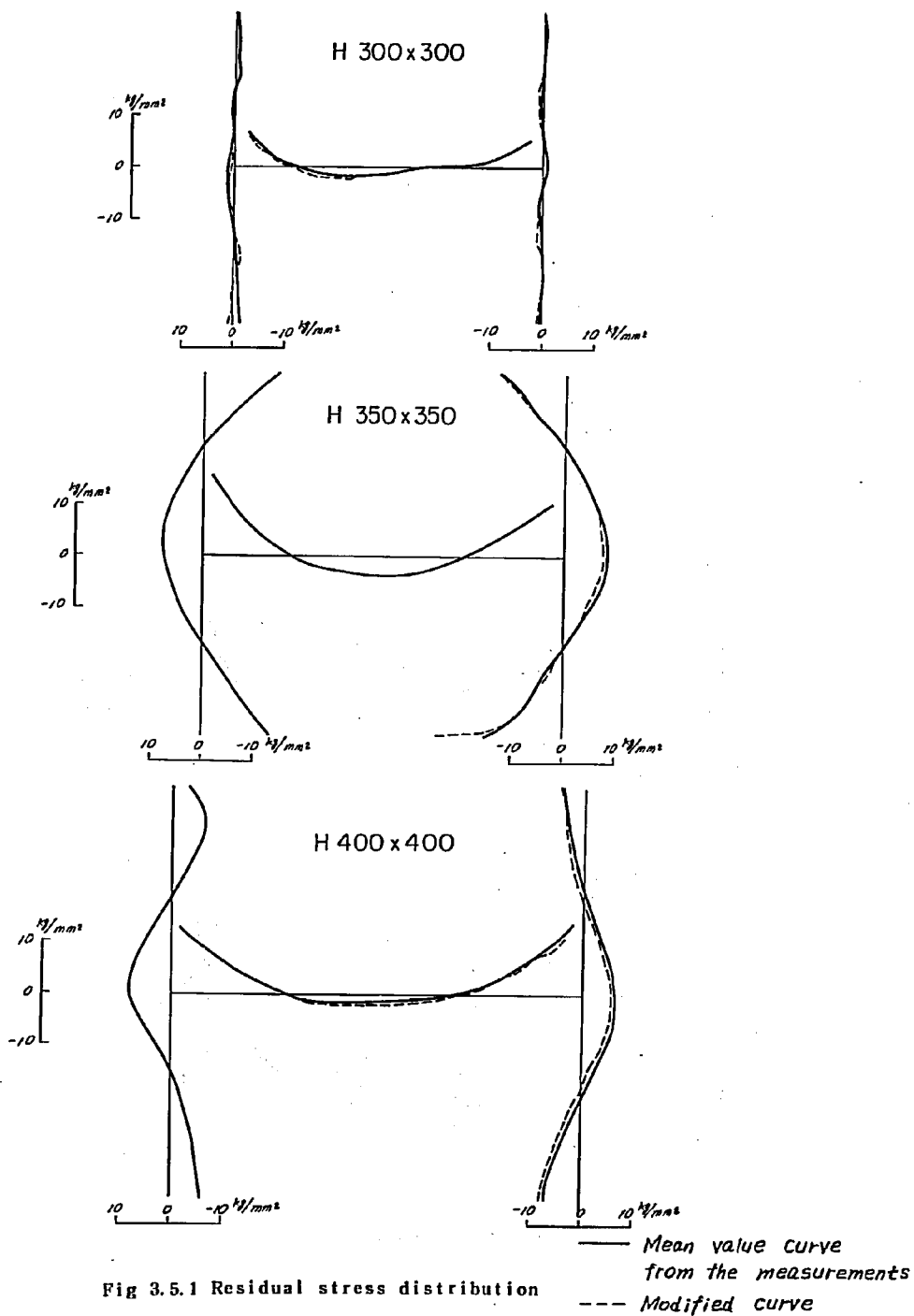


Fig 3.5.1 Residual stress distribution

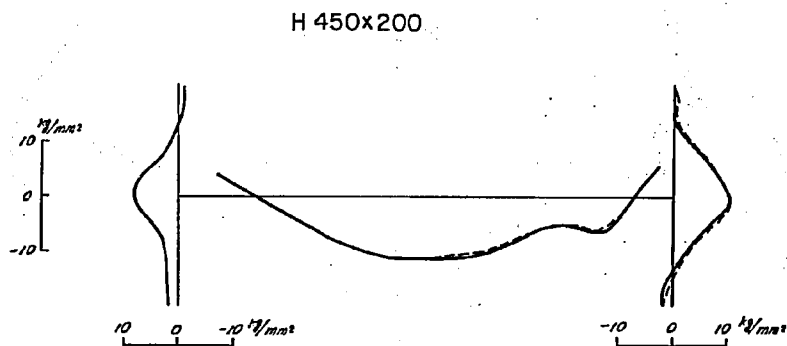
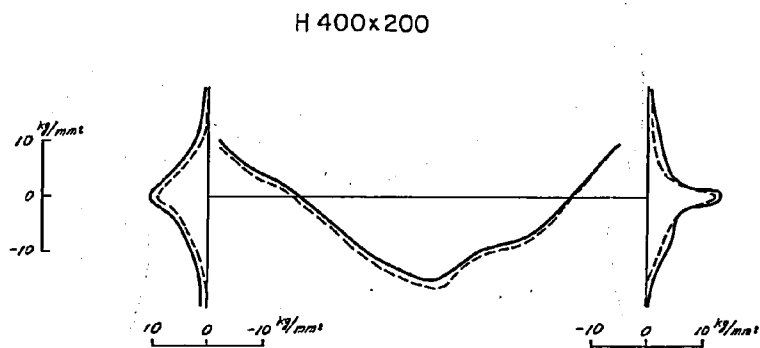
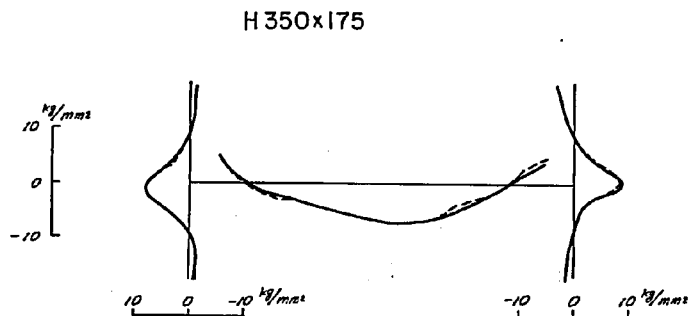
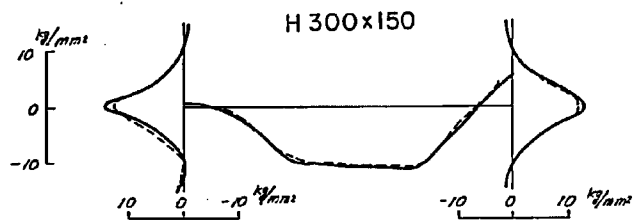


Fig 3.5.1. Continued

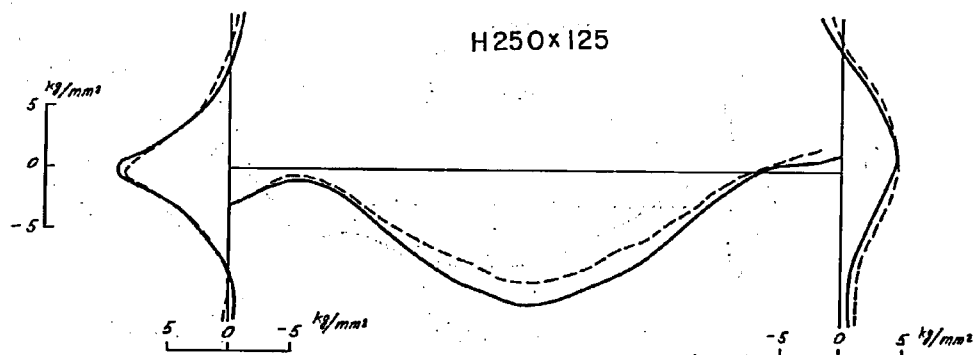
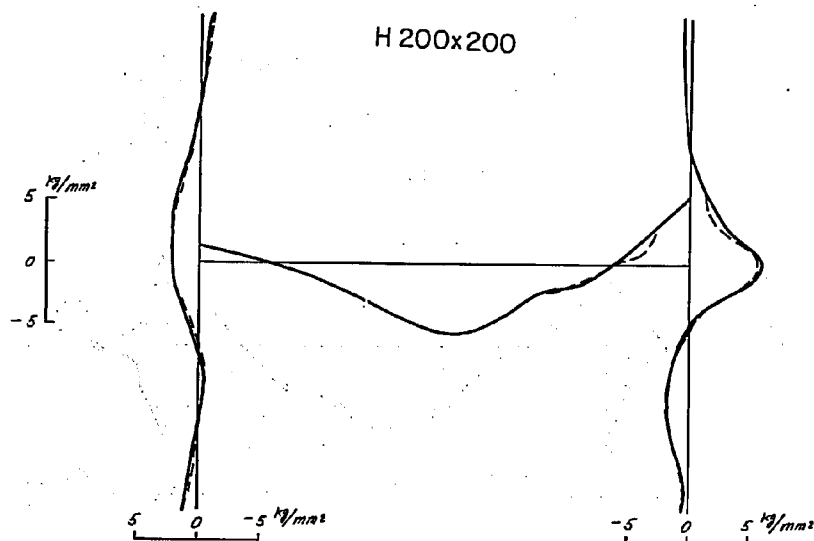
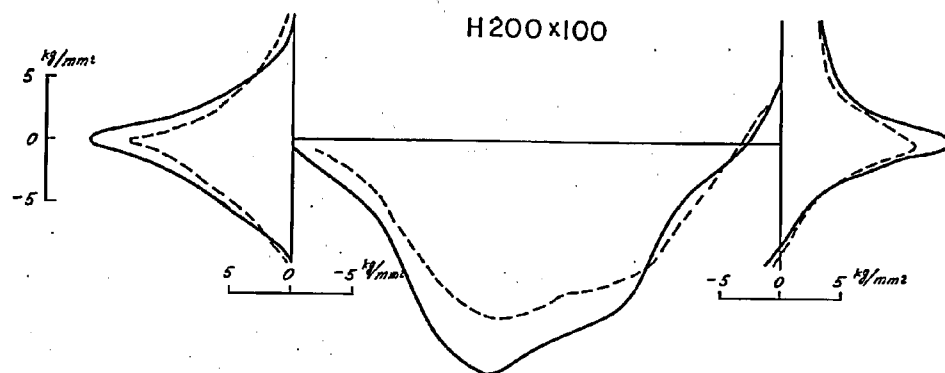


Fig 3.5.1 Continued

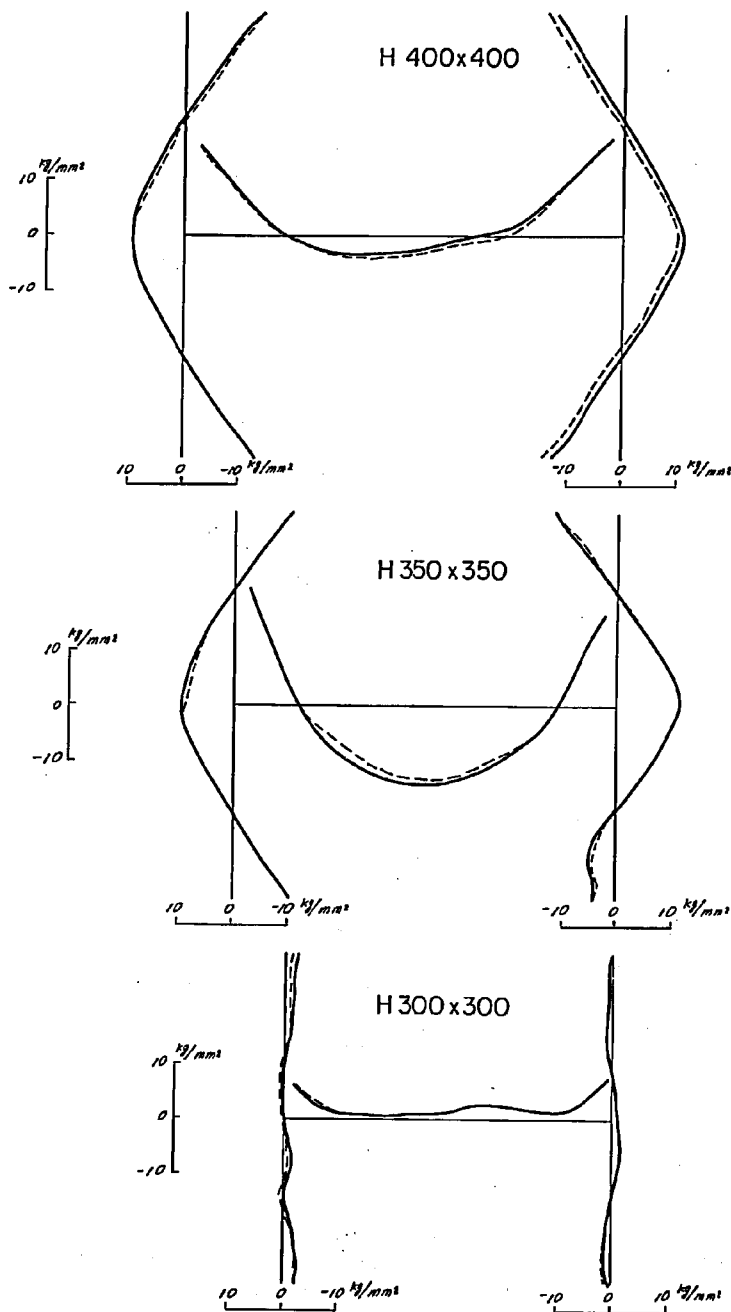


Fig 3.5.2 Residual stress distribution

— Mean value curve
from the measurements
--- Modified curve

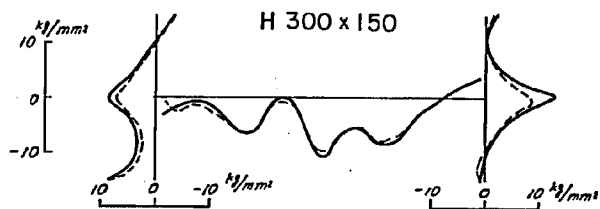
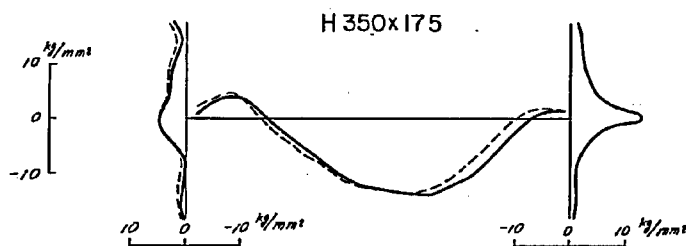
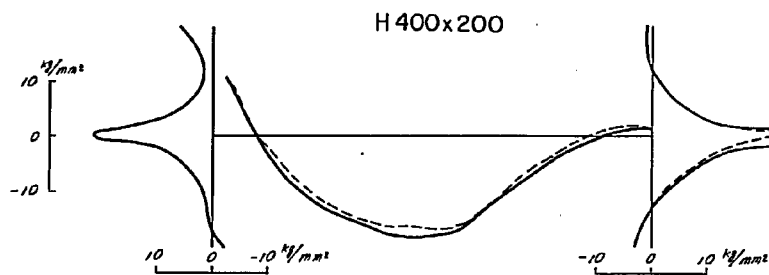
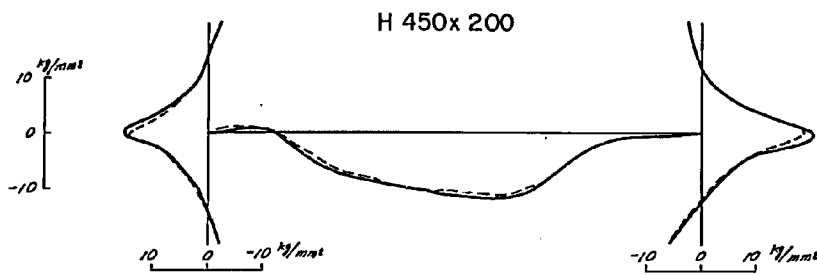


Fig 3.5.2 Continued

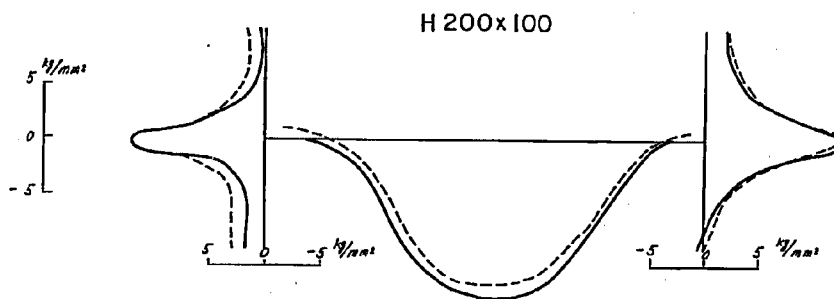
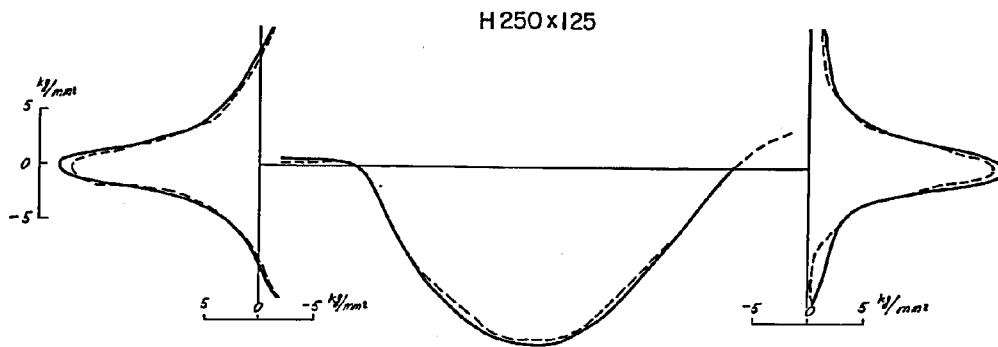


Fig 3.5.2 Continued

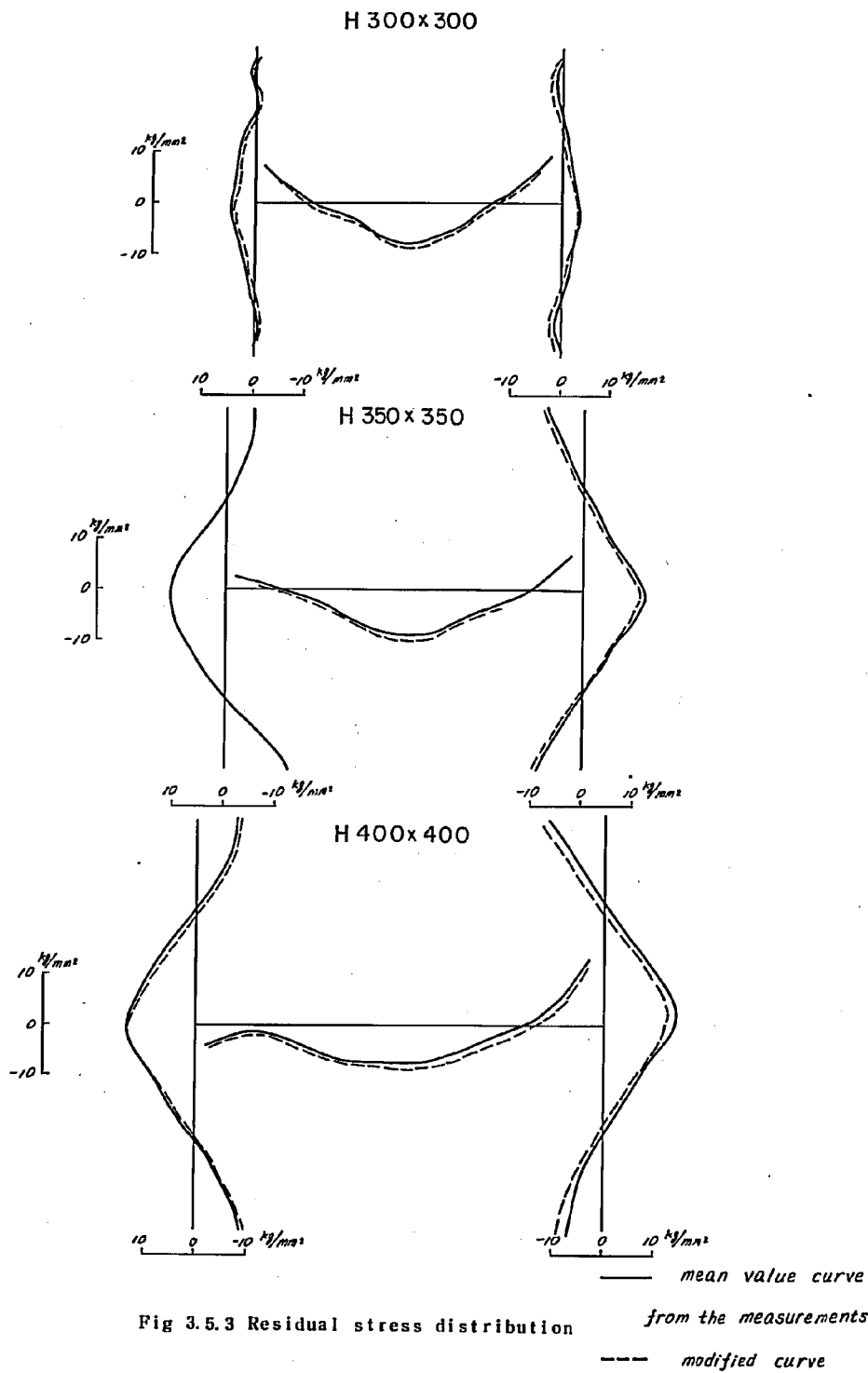


Fig 3.5.3 Residual stress distribution

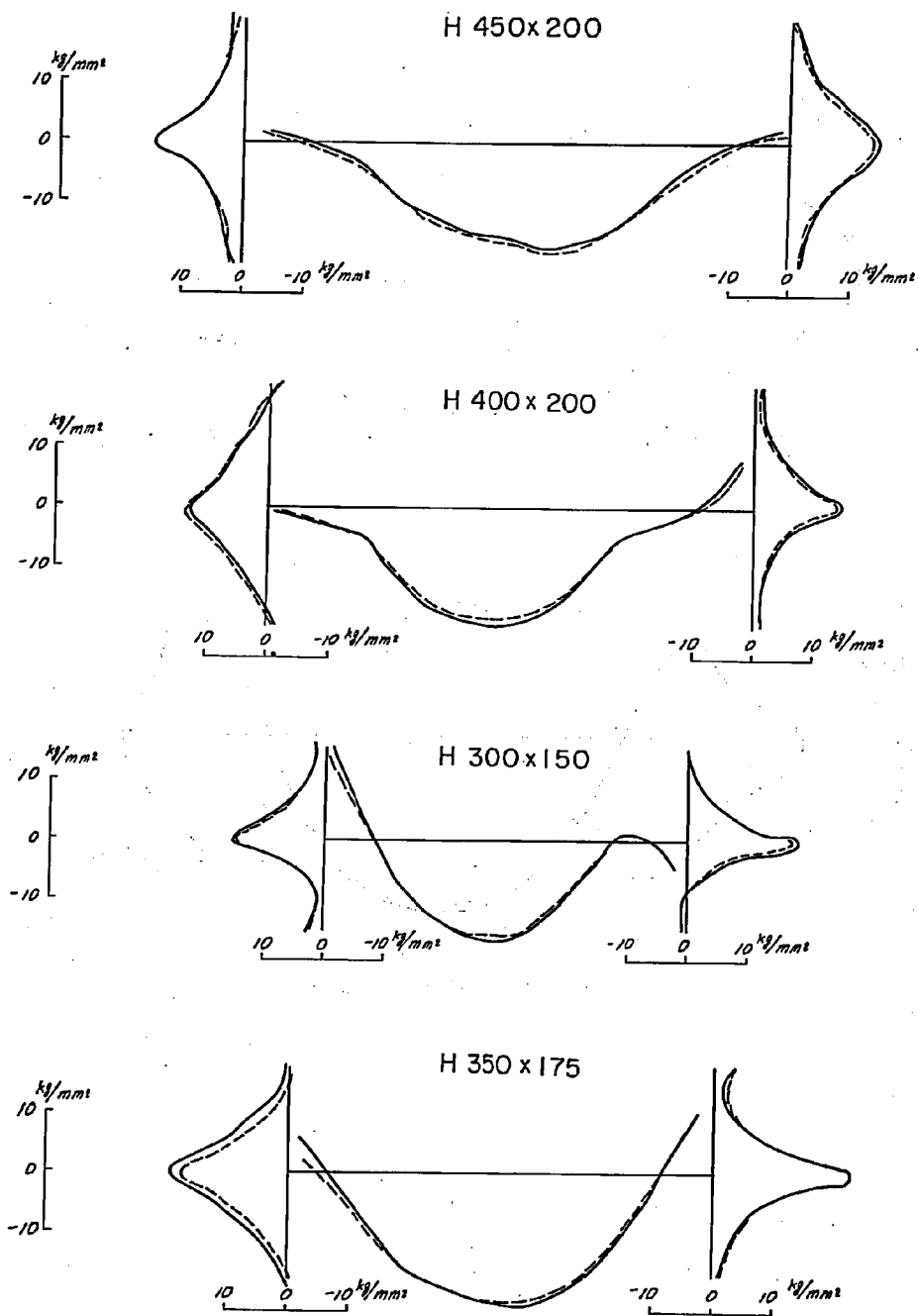


Fig 3.5.3 Continued

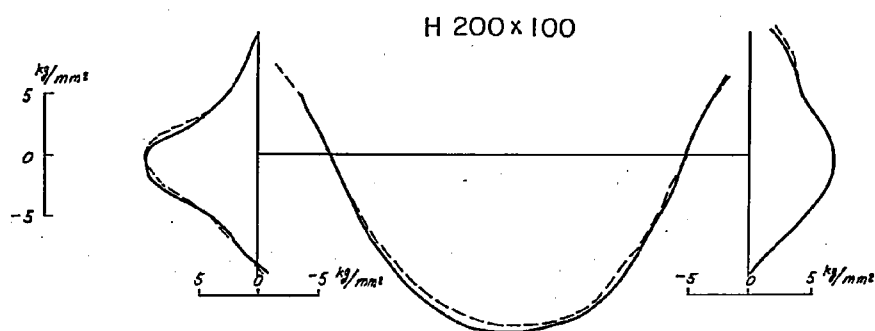
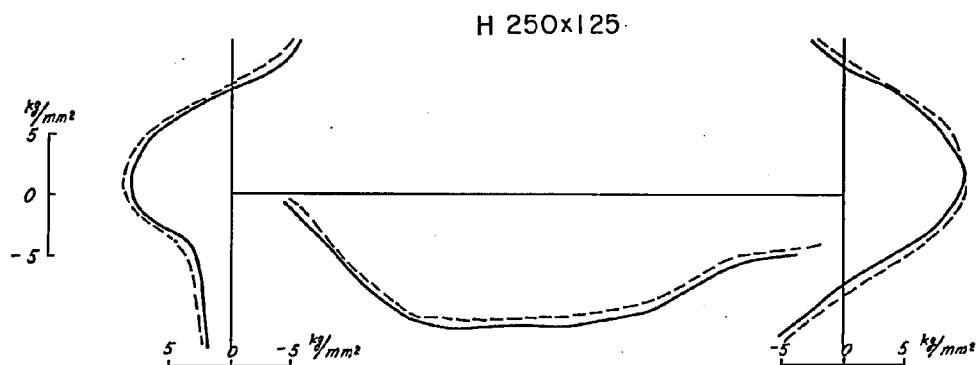


Fig 3. 5. 3 Continued

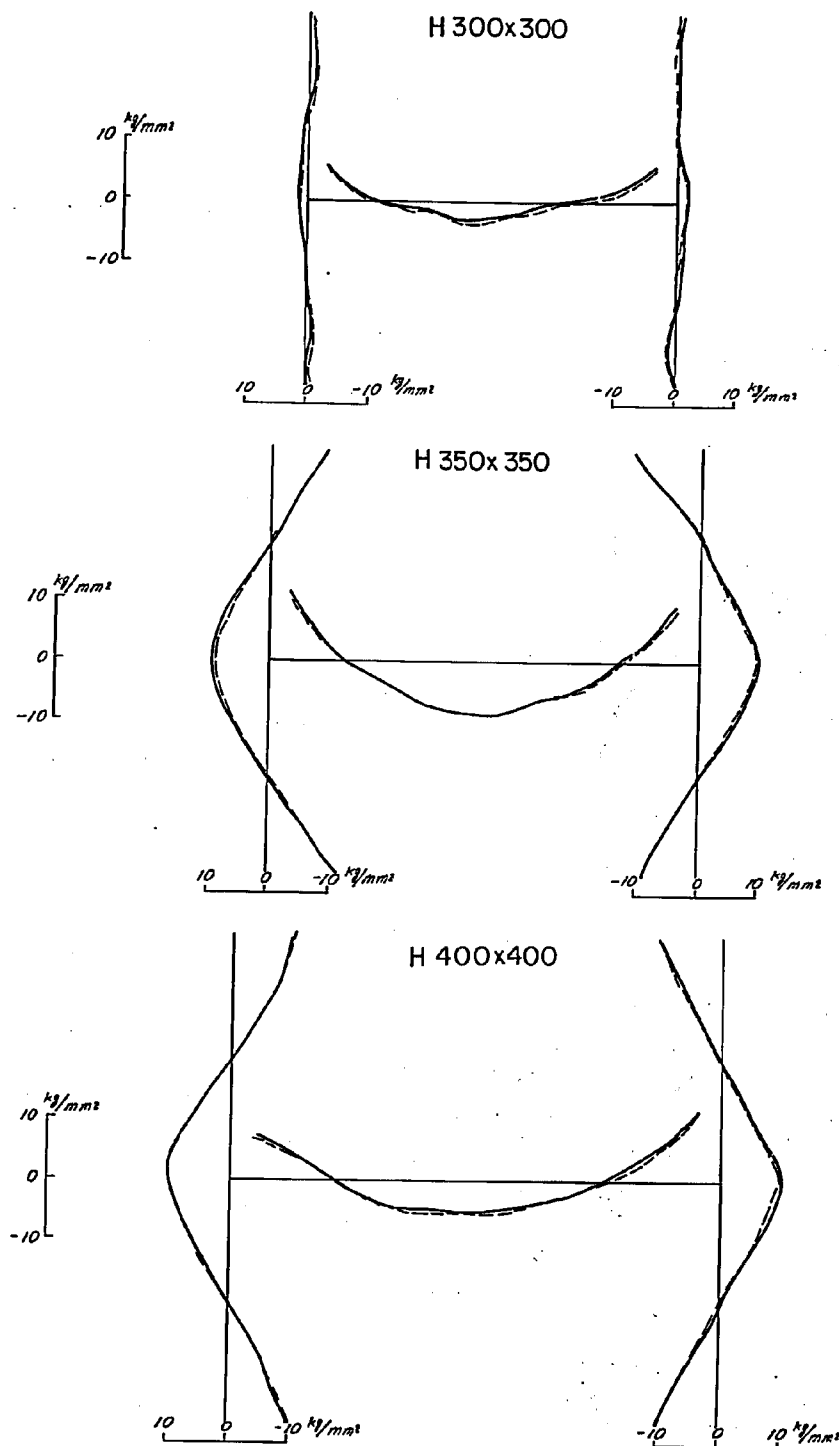


Fig 3.6 Generalized distribution of residual stress

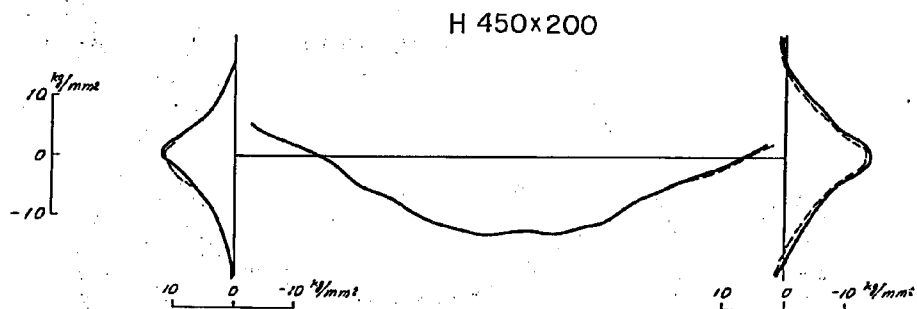
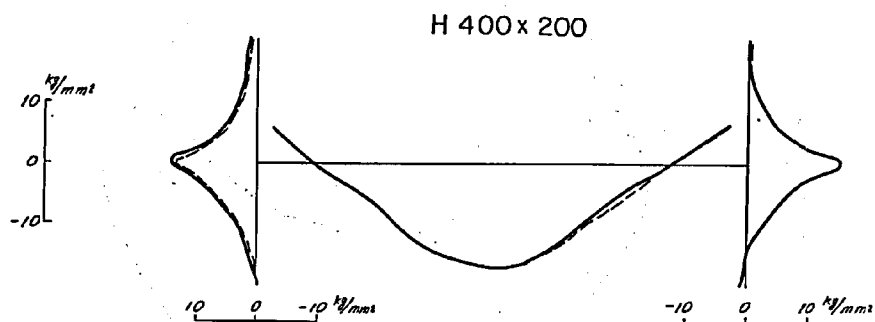
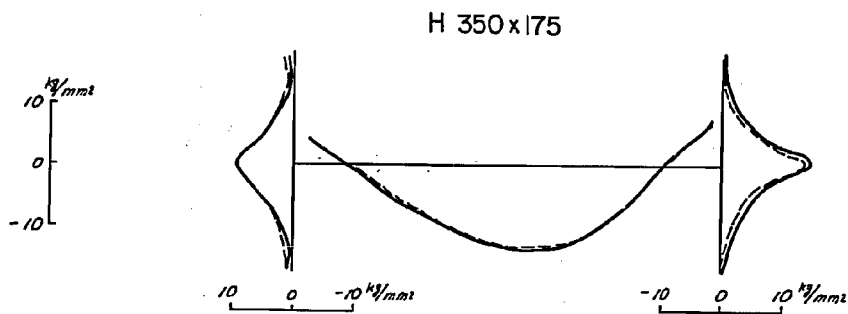
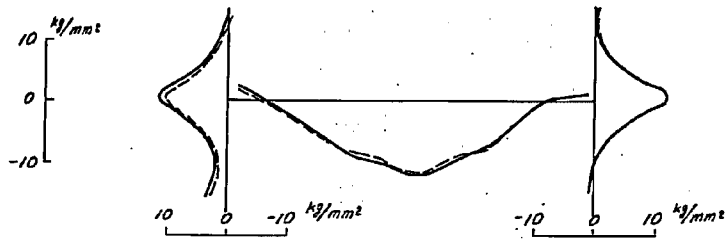
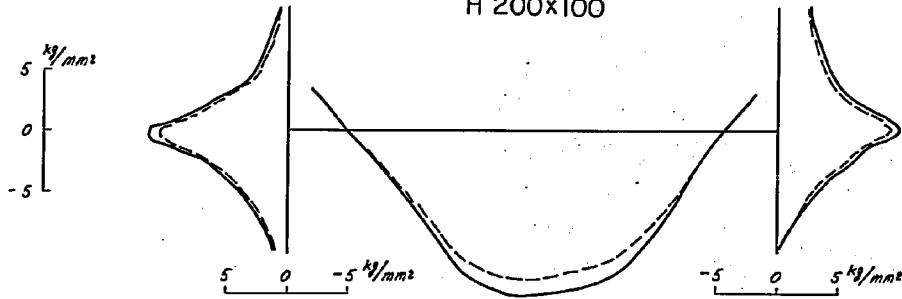


Fig 3.6 Continued

H 300x150



H 200x100



H 250x125

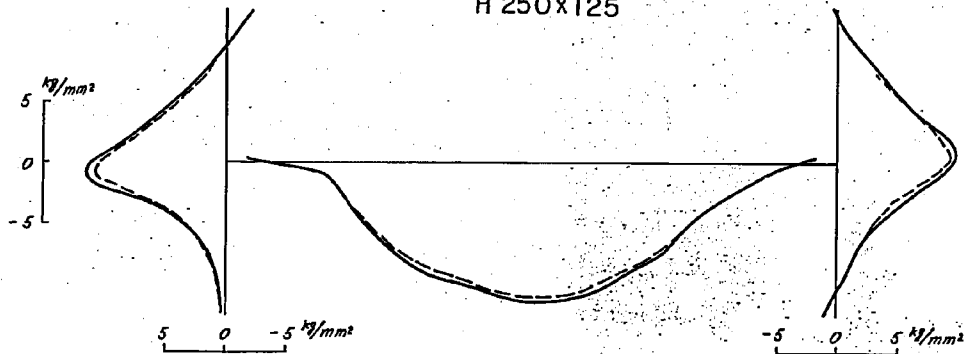


Fig 3.6 Continued.

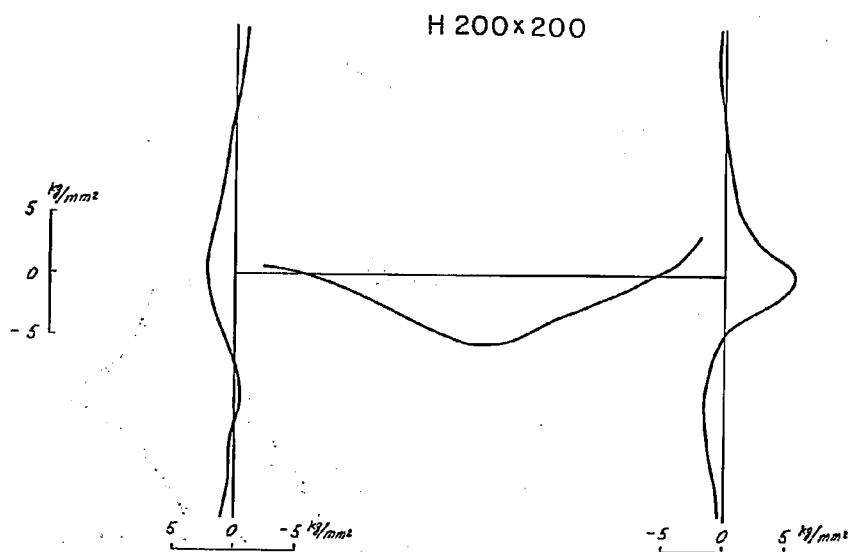


Fig 3.6 Continued

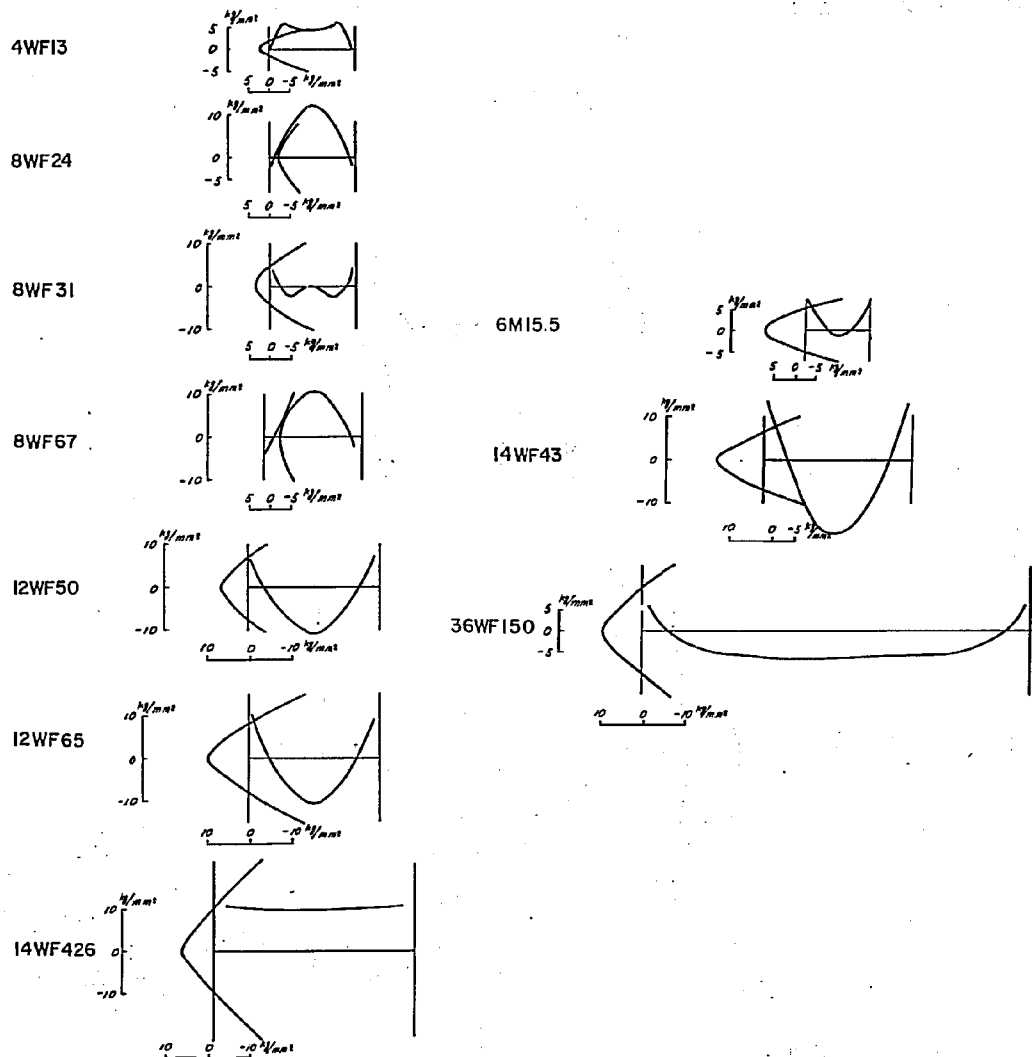
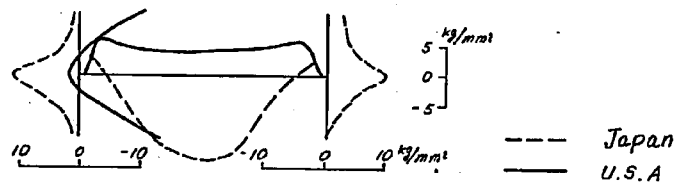
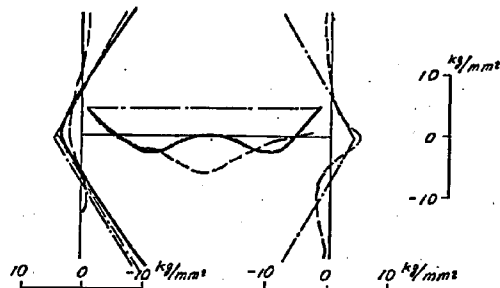


Fig 3.7 Residual stress distribution
(Lehigh Univ)

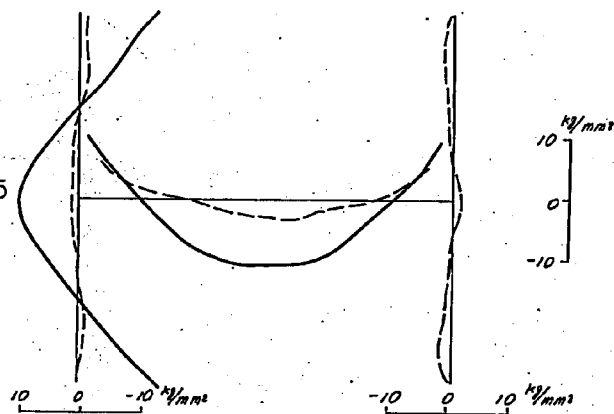
H 200x100 ↔ 4WF13



H 200x200 ↔ 8WF31



H 300x300 ↔ 12WF65



H 912x300 ↔ 36WF150

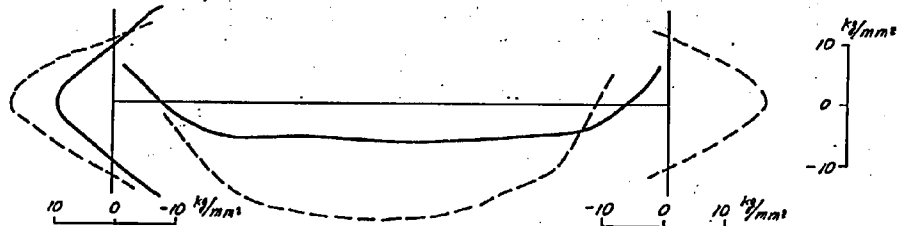


Fig 3.8 Residual stress distribution of wide flange beams produced in Japan and in U.S.A.

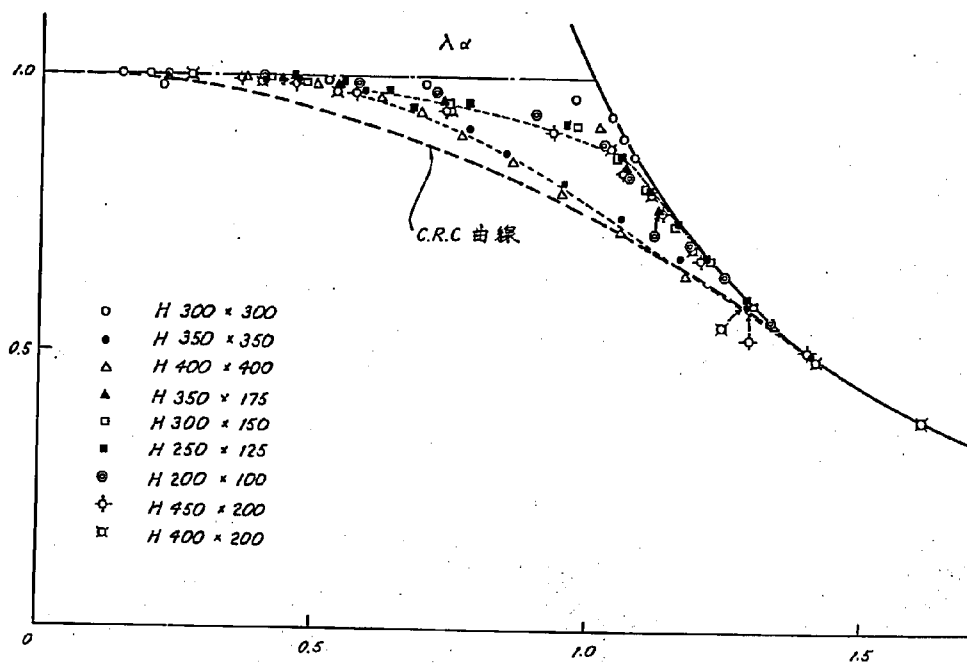


Fig 3.9 Column curve (strong axis)

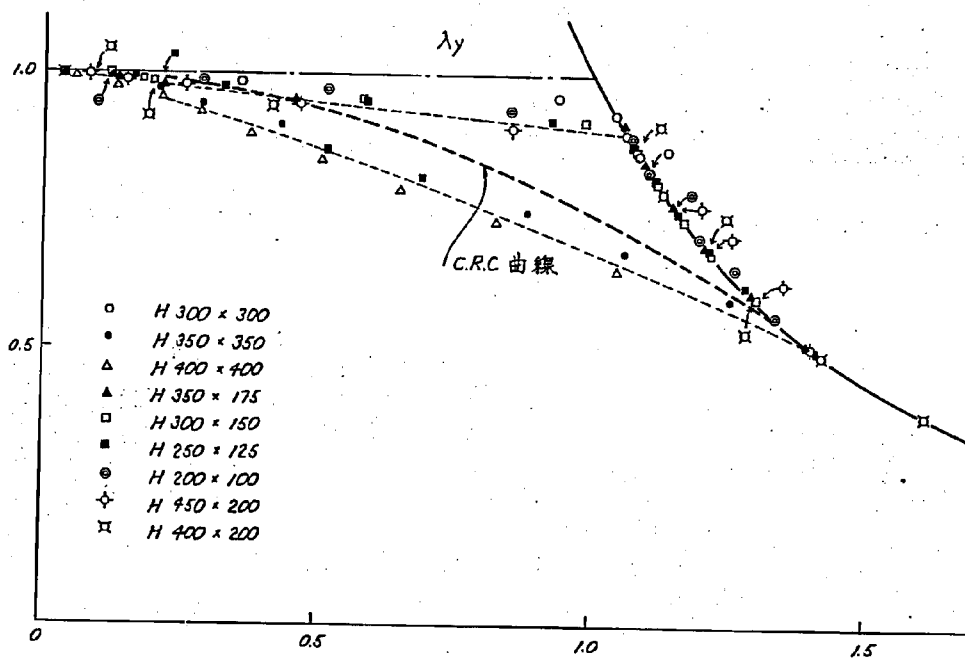


Fig 3.9 Column curve(weak axis)

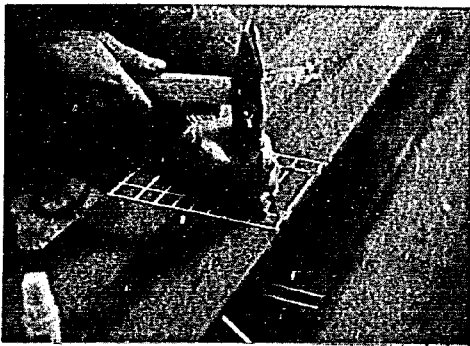


Photo 1. Put in mark ball



Photo 4. Sectioning specimen

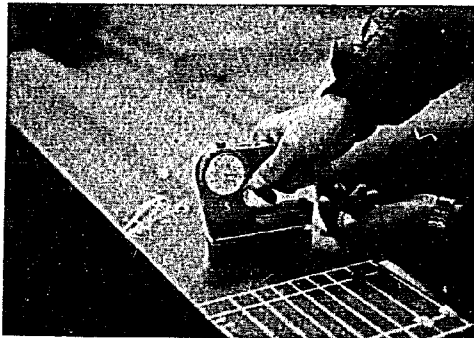


Photo 2. Read initial gage length

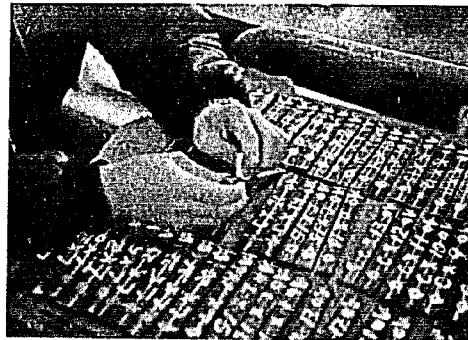


Photo 5. After care of specimen

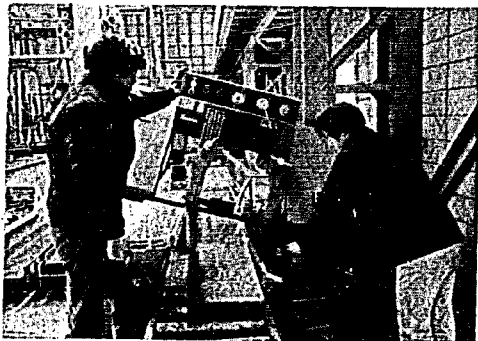


Photo 3. Cut specimen

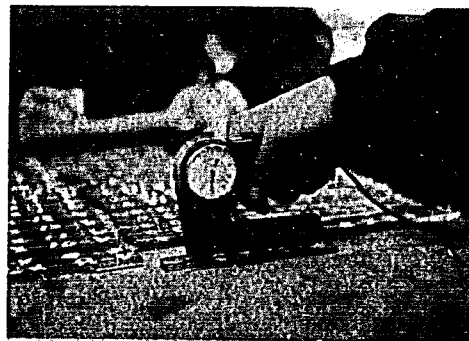


Photo 6. Read gage length after sectioning