

論 文

UDC 669.14-423.1 : 539.4.014

圧延 H 形鋼の使用特性におよぼす残留応力の影響\*

日下部 俊\*\*・三原 豊\*\*\*

Effect of Residual Stresses in H-shapes on the Performances

Takashi KUSAKABE and Yutaka MIHARA

Synopsis:

In hot rolled H-shapes residual stresses are generated during cooling due to the different cooling rate between the web and flanges. The residual stresses in beams and columns are reported to have bad effects on the performances of beams. In this paper the following effects of residual stresses in H-shapes are studied.

- (1) Cracking on flame-cutting (Initiation and propagation of brittle cracks in web after flame-cutting)
- (2) Deflection of T-shaped beams cut from H-shapes
- (3) Deterioration of bending performance

It is found that the residual stresses give bad effects on the items mentioned above. However, the beams in which the residual stresses are reduced by the forced cooling on flange are improved in these performances.

- (a) Deflection of T-shapes becomes very small on cutting H-shapes along web center
- (b) Bending performance becomes similar to that of the ideal H-beams which have no residual stresses

It also becomes clear that the initiation of micro-cracks can not be prevented on flame-cutting, even if a small magnitude of residual stresses exists. The micro-cracks, however, do not propagate when the residual stresses are small.

1. 緒 言

熱間にて圧延されるH形鋼は、冷却時に温度不均一が生じ、時には降伏応力に達する残留応力が発生している<sup>1)2)3)</sup>。このような残留応力は、H形鋼の使用性能に多くの悪影響をおよぼしている。例えば

- (1) 溶断時の割れ
- (2) 加工時における曲り、断面形状の悪化、焼曲げ時の逆曲り
- (3) 構造用材料としての使用性能の劣化<sup>4)5)6)</sup>

これらの影響を取り除くには、残留応力を除去することが望ましい訳であるが、残留応力を完全に除去することは困難である。それゆえ、おのおの場合につき、悪影響が少なくなるような残留応力分布を検討し、熱残留応力を抑制することによつて、使用性能にどのように影響するかについて考察する。

2. 溶断時の割れ

大形の圧延H形鋼をガス溶断する際、片側ずつフランジ部を切断後、ウェーブを切断する方法が一般的であるが、片側フランジ部のみを溶断したところ、ウェーブ部中央に達する脆性破壊が生じたという事故がかつてあつた。この原因として残留応力が大きな原因となることが指摘されてきたが、問題が複雑なため現在のところ詳細な解析はされていない。

2.1 溶断実験

供試材としてはSM50およびSM50Yの2鋼種を選び寸法はすべてウェーブ高さ912mmフランジ幅302mmウェーブ厚/フランジ厚18mm/34mm(912×302×18/34と以下記す)にした。これは大型細幅系列H形鋼には他の小型材に比較して比較的大きな残留応力が存在するため、問題となるためである。供試材のウェーブ部より採

\* 昭和53年8月4日受付 (Received Aug. 4, 1978)

\*\* 日本鋼管(株)技術研究所(現:鉄鋼技術部) (Technical Research Center, Nippon Kokan K. K., Now Iron and Steel Technology Department 1-1-2 Marunouchi Chiyoda-ku 100)

\*\*\* 日本鋼管(株)技術研究所 (Technical Research Center, Nippon Kokan K. K.)

Table 1. Chemical composition of specimens.

material	C	Si	Mn	P	S	Nb	Sol. Al
SM50	0.20	0.40	1.40	0.019	0.02	tr	0.031
SM50 Y	0.20	0.15	1.12	0.015	0.019	0.03	0.042

取した試料について化学分析した結果を Table 1 に示す。切断機は可搬式自動ガス切断機で、切断火口はHc-s型3号を用い、切断酸素圧は 5kg/cm<sup>2</sup>、アセチレン圧を 0.1kg/cm<sup>2</sup> 一定とし、切断速度を 67~500mm/min と変化させ、切断面の良否判定により最適な切断速度が 200 mm/minであることを見出した。

ただし実用的には 100 から 300mm/min であれば十分であった。

2.2 実験結果

2.2.1 脆性破断とマイクロ・クラック

前述のごとく、溶断時の破断として問題となるのは、フランジ溶断時に生じるウェーブ中央部にいたる脆性的割れである。この割れ発生状況を実験的に観察するため遷移温度 (vTrs) が -15°C と +10°C の材料を選び切断時の材料温度を 0°C, -20°C, 室温にて溶断実験をおこなった。その結果遷移温度が +10°C のH形鋼を -20°C に冷却し、溶断したもののみ、脆性破断が生じたが、他の条件下では脆性破断は生じなかつた。しかし、脆性破断の生じない条件においても、溶断溝底部には微小な割れ(マイクロ・クラック)が発生しており、これが脆性きれつの核となり、残留応力による引張応力の作用下で脆性きれつに進行するものと思われる。Fig. 1 にフランジ溶断時に残留応力の影響で発生するウェーブ部の歪を示す。図に見られるごとく溶断溝近傍には引張りの大きな歪が発生しており、この値が臨界応力以上にな

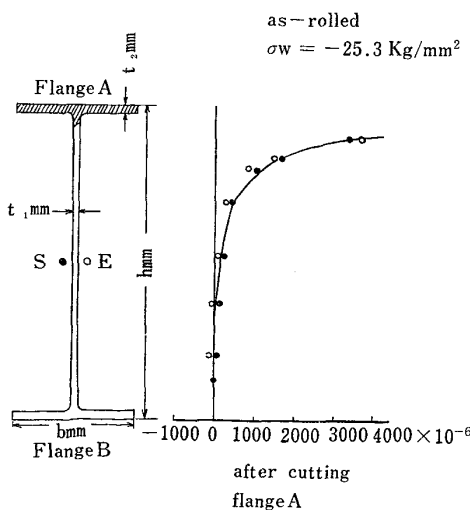


Fig. 1. Measured strain generated due to residual stresses on flame cutting.

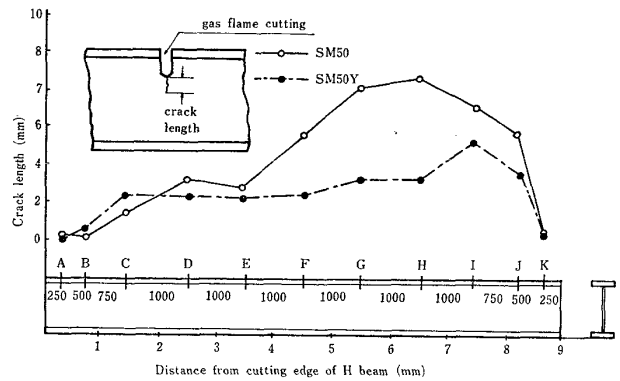


Fig. 2. Length of microcracks at the points E~K.

つた場合、きれつが進展し脆性破断となる。それゆえ残留応力の小さい場合には、脆性破断の危険性が小さい。実際に溶断時の割れが問題になつたのは、残留応力の大きな大型H形鋼であり、推論と一致する。

2.2.2 ミクロ・クラックの発生

前項で述べたように、溶断実験したH形鋼のすべてに、溶断溝底部において脆性破断の核となるマイクロ・クラックが発生した。脆性的なきれつへの進展性は、残留応力の大きさに支配されるが、マイクロ・クラックの発生に残留応力の大きさがいかなる影響を与えているかを確かめる必要がある。ところでH形鋼の残留応力は応力解放により端部近傍では小さく、端部より 1.5 m 程度のところまで漸増し一定となることがわかっているため、残留応力と割れの関係を調べるため、長手方向各点でフランジ部を切断し、ウェーブにおけるマイクロ・クラック長さを測定した。Fig. 2 により、切断位置とマイクロ・クラックの長さを示す。端部より 250 mm のA, K点におおよび 500 mm のB 点の位置ではマイクロ・クラックの発生はなかつた。これ以外の位置では全数にマイクロ・クラックが発生している。このように残留応力値のごく小さいところでは、マイクロ・クラックの発生はなく、マイクロ・クラックの発生も残留応力の値に左右されることが推論される。ウェーブ切断先端部に生じた割れの様相を調べるため、切断部を破断して断面における割れの発生位置をしらべ、また、割れの部分を Photo. 1 に示すように光学顕微鏡で調査した。この結果マイクロ・クラックがウェーブ切断先端部にそつて、ウェーブ全板厚にわたつて発生していることがわかつた。さらにマイクロ・クラック発生と残留応力の関係を詳しく調べるため、応力除去焼鈍をほどこしたH形鋼について、ガス切断割れ試験を実施し、残留応力の影響を調べた。供試材はSM50 および SM50Y, 912×302×18/34 で、応力除去焼鈍は長さ 3 m, 625°C で 1.5 h 保持後、炉冷の熱処理によつ

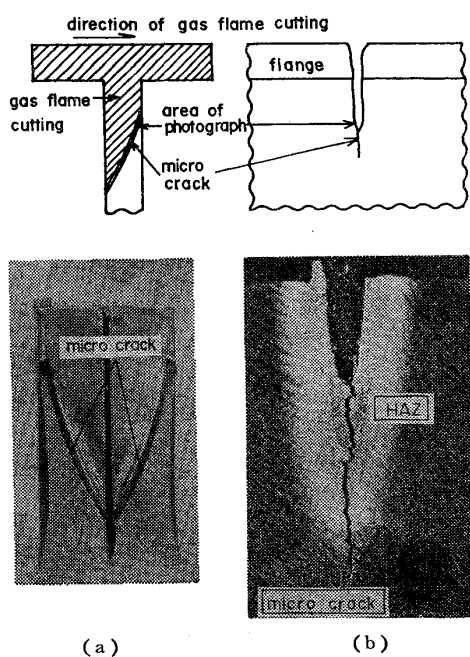


Photo. 1. (a) Photograph of macro structure near micro crack  $\times 8$   
 (b) Photograph of gas flame cutting section at the web  $\times 1$

ておこなった。また、比較材としてアズロール(as-rolled)材も実験に供した。供試材はすべてウェーブ中央部において残留応力を測定した。残留応力測定には、コンタクト・ゲージを使用し、ロール方向および直角方向の2方向の残留歪を標点 100 mm で測定し、ロール方向の残留応力値を求めた。なお、残留応力を完全に除去するため Fig. 3 に示すようにT形に切り出したのち、応力除去(SR)処理をほどこしたのもも合わせ実験に供した。

この小型試験材の長さは 400 mm であり、ガス切断完了までに端部へガス切断熱がほとんど伝達しない最小寸法を求め決定した。大型試験材は、長さ 3 m の中央部フランジの一方をガス切断し、冷却後、反対側の対称位置のフランジ部を切断して割れ発生の有無をウェーブ切断の板厚中央を切り出して顕微鏡によつて調べた。大型試験材の試験結果を Table 2 に示す。この結果よりSR材でも割れが認められ、残留応力値が最も低い NOS-1 材

Table 2. Initiation of micro cracks on flame cutting and the residual stresses at web center.

specimen No.	material	heat treatment	residual stress at web center $\sigma_w$	micro crack
R-1	SM50	as roll	-27.0Kg/mm <sup>2</sup>	● exist
R-2	SM50Y	"	-33.0	● exist
R-3	"	"	-25.3	● exist
S-1	SM50	SR	- 5.5	○ non
S-2	"	"	-11.0	● exist
S-3	SM50Y	"	- 8.4	● exist
S-4	"	"	-10.2	● exist

のみ割れないものが生じた。

なお残留応力値と割れ長さの間には明りような関係が見出しえなかつた。残留応力がほぼ完全に除去されたと思われる小型試験材では、切断速度 100 mm/min, 300 mm/min で各7個の繰返し実験をおこなつたが、いずれも割れは認められなかつた。以上の実験結果よりマイクロ・クラックは残留応力がわずかでも存在すれば発生することがわかつた。

### 2.2.3 溶断実験に対する考察

大型圧延H形鋼のフランジには引張りの、ウェーブには圧縮の残留応力が存在しているため、フランジ部は長手方向に収縮しようとするためウェーブの切口先端には切口を開こうとするせん断応力が作用する。これに加え、溶断部は一度熔融状態となり、これが凝固する段階において大きな熱応力が加わると同時に、熱による材質の劣化なども加わり、マイクロ・クラックが発生するものと考えられる。それゆえ、溶断時の脆性きれつ発生を防ぐためには、切口先端に働く、切口を開くような応力を少なくすることが必要となる。すなわち、フランジにおける応力を減少させるか、またはその分布を変え、フランジ部における長手方向の残留応力の積分値をゼロ、あるいは負の圧縮残留応力とし、先とは逆に切口を閉じるような応力を生じさせれば、溶断時の割れは防ぎうるものと考えられる。この章の終わりに「溶断時の割れ発生を防ぐためには、どの程度までに残留応力をさげるべきか」という問題に関しては、問題となる脆性破壊の発生限界を残留応力との関連より求める必要がある。前述のごときマイクロ・クラックは脆性破断へ進展する核であり、マイクロ・クラックより大きな脆性破壊へ進展する条件が求められれば、必要以上に残留応力を低減することはない。このことについては多くの問題をふくんでいるが、現在疲労きれつの進展性の評価などに用いられている応力拡大係数の考え方をいれば、なんらかの目安がえられるのではないかと考えられる。

### 3. T形にカットするときの曲がり

H形鋼のウェーブを圧延方向に縦切断し、T形材(以後T形カット材とよぶ)を作るとき、このT形カット材は引張りの残留応力を有するフランジ部を Fig. 3 のごとく曲げる。それゆえ、このようなT形材を使用するさい、これを矯正する必要があるが、この曲がり大きい場合は、強軸方向の曲がりのため、普通のローラ型形鋼矯正機では矯正困難であり、プレス矯正などで大きな曲げを加えると、ウェーブ部が座屈し、使用に耐えない場合が起きる。そこで切断方法に種々の工夫をこらし、切

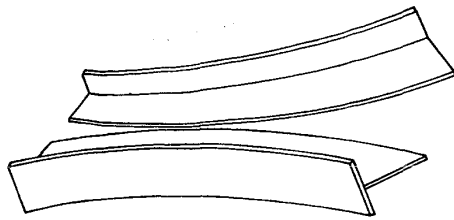


Fig. 3. Schematic view of bending on cut-T.

断時の曲がり量が少なくなるように切断し、そののち、線状加熱などにより矯正する方法をとっている。

しかし、この方法では工数も多くかかり、屋内占拠時間も長くなる。また、同時に通常線状加熱による矯正は冷却水による急冷をとまなうため、材質的にも問題もあるところから、曲がりの発生しないH形鋼の出現が望まれている。その理由はT形カット材を組合せて柱材を製造する用途があり、もつばらビルトアップ溶接T形鋼に依存しているからである。そこで以下のような曲がり発生機構と、残留応力除去効果をT形カット材について解析した。

3.1 曲がり発生機構について

T形にカットした後、Fig. 3 に示すような曲がりを生ずる場合には、これをまつすぐになるように曲げモーメントを加えて再び溶接したときの内部応力は、フランジ部で引張り、ウェーブ部で圧縮となる。T形カット後の曲がり量が Fig. 3 と逆方向の場合には、内部応力も逆符号となる。この考え方にもとづき、T形カットしたときの曲がり量をH形鋼の残留応力分布より計算したので、その計算方法をのべ、その計算の妥当性を調べるために実測値と比較した。

3.1.1 残留応力解放による曲がり計算 (T形カットした時)

いまT形カットしたときに残留する歪を  $\epsilon(x, y)$  平均的伸縮歪を  $\epsilon$  とし、T形カットしたのちの中立軸の曲率半径を  $\rho$ 、中立軸からの距離を  $\eta(y)$  とすれば

$$(1) \text{ 応力つり合い } \int \epsilon(x, y) dA = 0 \dots\dots\dots (1)$$

$$(2) \text{ モーメントの釣り合い } \int E \cdot \epsilon(x, y) \eta(y) dA = 0 \dots\dots\dots (2)$$

$$(3) \text{ 曲率と歪の関係 } \{ \epsilon(x, y) - \epsilon_0(x, y) \} - \epsilon = \eta(y) / \rho \dots\dots\dots (3)$$

ただし、 $\epsilon_0$  はH形鋼の初期残留歪

の3つの式が成立する。これら3式を整理すれば、

$$\epsilon = -\frac{1}{A} \left\{ \frac{1}{\rho} \int \eta(y) dA + \int \epsilon_0(x, y) dA \right\}$$

$$= -\frac{1}{A} \int \epsilon_0(x, y) dA \dots\dots\dots (4)$$

ただし、 $A$  は、断面積

$$\frac{1}{\rho} = -\frac{\left( \int \epsilon_0(x, y) \eta(y) dA - \frac{1}{A} \int \left\{ \int \epsilon_0(x, y) dA \right\} \eta dA \right)}{\int \eta(y)^2 dA} \dots\dots\dots (5)$$

一方、(5)式、(4)式を(3)式に代入すれば  $\epsilon(x, y)$  が求められる。

$$\epsilon(x, y) = \eta(y) / \rho + \epsilon + \epsilon_0(x, y) \dots\dots\dots (6)$$

一方、曲率より長手方向各点における曲り量  $h(l)$  が求められる。

$$h(l) = \sqrt{\rho^2 - (L/2 + l)^2} - \sqrt{\rho^2 - (L/2)^2} \dots\dots (7)$$

ここで  $L$  : T形カット材の全長、 $l$  : T形カット材の材端よりの距離

以上の計算式によりT形カット材の断面を適当な格子点に分割し、各点でのH形鋼における初期残留応力を知れば、T形カットしたのちの曲がり量を計算により求められる。

この計算は、電子計算機により行つたが、Fig. 4 にこのときの計算フロー・チャートを示す。なお、曲がり量の計算にあたっては、H形鋼を切断する場合、変形はすべて弾性的スプリング・バックに支配されるとし、塑性

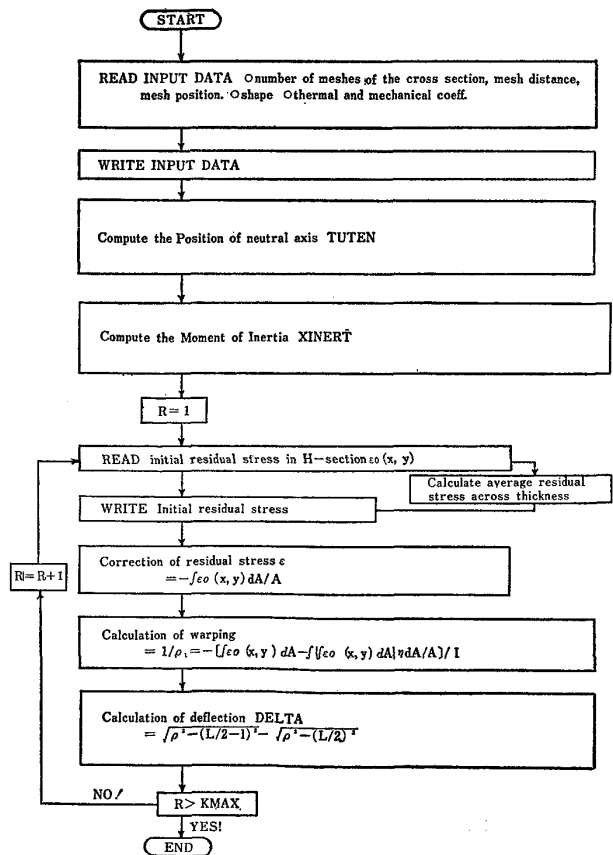


Fig. 4. Diagram of the computer program for bending of cut-T beam.

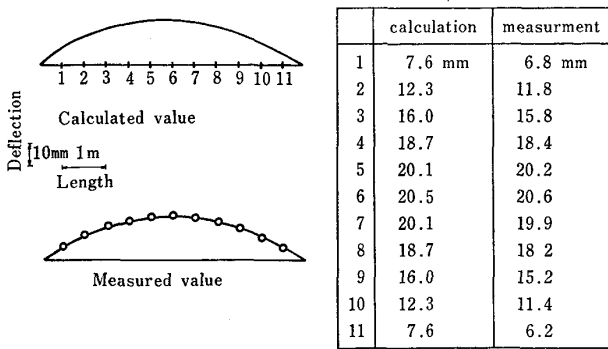


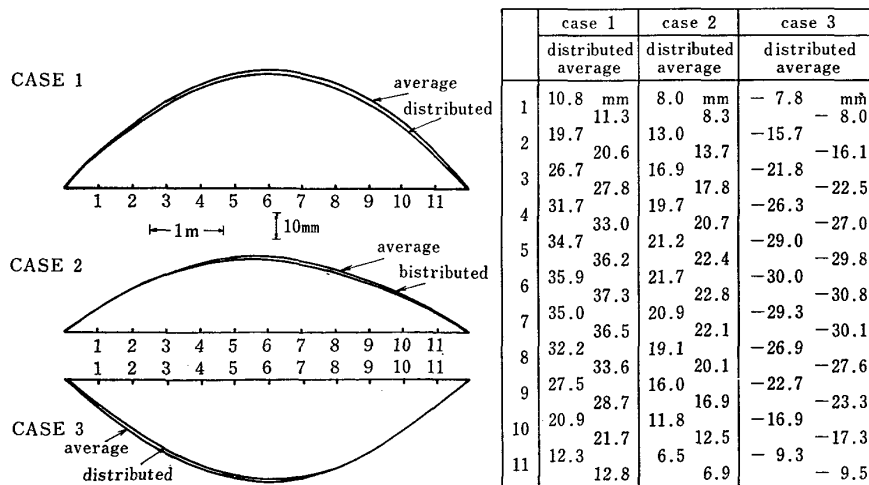
Fig. 5. Comparison of calculated and measured warping on Cut-T using the calculated and measured residual stress in H-beam.

問題は考慮されていない。

3.1.2 T形カットした時の曲がり計算結果とその妥当性

(1)式~(7)式により、圧延ままのH形鋼における実測の初期H形鋼残留応力分布を用い、(912×302×18/34 SM50A)をT形カットしたときの曲がり計算を行った。その結果を Fig. 5 に示す。図にみられるごとく、計算による曲がり量は実測されたそれと近い値を有しており、先の計算方法が妥当なことを示しているものと思われる。しかし、上記計算においてH形鋼の残留応力は板厚内で一定の応力を持つものとして計算を行ったが、実際にはH形鋼の板厚方向にも残留応力分布があり、断面板厚方向について一定の値を有するものではない。先の計算で用いた実測されるH形鋼の残留応力は、板厚方向に分布した残留応力の平均値として測定されたものと考

えられる。したがって、その曲がり量を計算により求める場合、板厚方向に分布を持たせた場合と、その平均値を用いた場合について両者の曲がり量におよぼす影響の差を計算により求めておく必要がある。その結果をFig. 6 に示す。図からわかるように、この両者の差は少なく、たかだか5%程度の差であり無視できる。この理由は曲がり量が中立軸に関するモーメントによるもので、平均操作を行っても、これにおよぼす影響は少ないためである。なお、この図における Case 1 は初期温度  $UF=870^{\circ}C$  (フランジ温度),  $UW=670^{\circ}C$  (ウェーブ温度) より自然空冷された材料に存在する残留応力を用いた場合であり、(ウェーブ最大残留応力  $-31kg/mm^2$  計算値) Case 2 は、実測値に近い値を有する場合、(ウェーブ最大残留応力  $-20kg/mm^2$  計算値)。Case 3 は、フランジ強制冷却しつづけ室温にいらしめた場合である。(ウェーブ最大残留応力  $+31kg/mm^2$  計算値)。曲がりの方向と大きさについて、Case 3 はウェーブとフランジの残留応力が逆転した形であり、この場合は Case 1, 2 とは逆に、2本のT形カット材がO形になるような曲がりが生じる結果となる。これは小型サイズのH形鋼において残留応力が逆転する場合があります、このH形鋼をT形カットしたとき、Case 3 と同様の曲がり方をすることがある。また、曲がりの絶対値はウェーブの中央の残留応力値の大きさに対応してあらわれる。したがって、これらの事柄を総合してみると、T形カットしたときの曲がりを支配する因子は、中立軸に関する残留応力のモーメントであるという考え方が正しいことを示すものである。なお、



- Case 1 Using the calculated residual stresses developed in cooling from  $UF=870^{\circ}C$  and  $UW=670^{\circ}C$ .
- Case 2 Using the calculated residual stresses having distribution similar to measured one.
- Case 3 Using the calculated residual stresses developed in forced cooling on flange.

Fig. 6. Comparison of the calculated warping on cut-T from H section having the residual stress distribution and the average one across thickness in-H-beam.

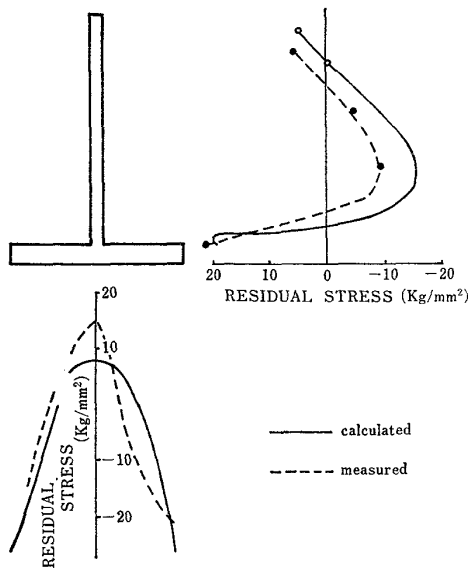


Fig. 7. Residual stress distribution after cutting hot-rolled H-section to T-section.

Fig. 7 に T 形カットしたのちの残留応力を実測した場合と、理論より求めた場合 (Case 2) を比較し示す。両者はほぼ同一の分布を示しているが、その絶対値はウェーブで  $-5\text{kg/mm}^2$ 、フランジで  $7\text{kg/mm}^2$  程度の差が生じている。これは初期残留応力値の相違により生じたものであろう。

3.1.3 T 形カットした時における残留応力の軽減効果

Fig. 8 に、フランジ強制冷却時間を変えたときの曲がり変化を示す。図からわかるように、フランジ初期温度  $UF=870^\circ\text{C}$ 、ウェーブ初期温度  $UW=670^\circ\text{C}$  から自然放冷した場合、6 m のスパンに対し 35.4 mm の曲がりが発生しているのに対し、残留応力を抑制するため、8 min 強制冷却をした場合に 6 m のスパンに対し、わずか -

2.5 mm と非常に小さな値となつている。(計算値) また、Fig. 9 にはウェーブ加熱により残留応力を軽減した場合の T 形カットしたときの曲がりを示す。図からわかるように、残留応力分布の積分値が小さいときは、残留応力分布にかかわらず曲がり量が小さくなることもあり、7 条加熱の場合 T 形カットしたときの曲がり量は 6 m のスパンに対し 3.5 mm であつた。(実測値)

4. 構造部材としての使用性能

大形の H 形鋼は柱および梁材として用いられる場合が多く柱材としては座屈耐力が、梁材としては曲げ強度が H 形鋼の使用性能を決定する。それゆえ、これらの性能を高めることが望まれているが、残留応力はこれら性能に対し、悪影響をおよぼしている<sup>2)</sup>。そこで梁材の曲げ強度に対し、残留応力がいかに影響をおよぼしているか実験と計算により検討した。

4.1 曲げ載荷実験

曲げ荷試験体は SM50YA,  $912 \times 302 \times 18/34$  を用い、300 t 構造物試験機に設置し Fig. 10 に示すように、中央 2 点に等荷重を加え、この間の等曲げをうける区間を試験パネルとした。載荷点および支点には垂直スチフナを溶接補強した。また、載荷点位置のウェーブ横座屈どめをとりつけ、試験体が拘束フレームの柱にそい、鉛直方向にたわむようにした。

載荷点支点にはローラをおき、部材軸方向の変位が拘束されないようにした。荷重段階は、部材中央の下フランジの縁部応力が  $20\text{kg/mm}^2$ ,  $32\text{kg/mm}^2$ ,  $42\text{kg/mm}^2$  となるまで 10~20 t おきに載荷し、おのおのの応力にたつしたのち 3 回程度  $5\text{kg/mm}^2$  になるまでもとし、残留変形を測定した。試験体のたわみは等曲げを受ける区間の中央点、および 2ヶ所の載荷点でダイヤル・ゲージ

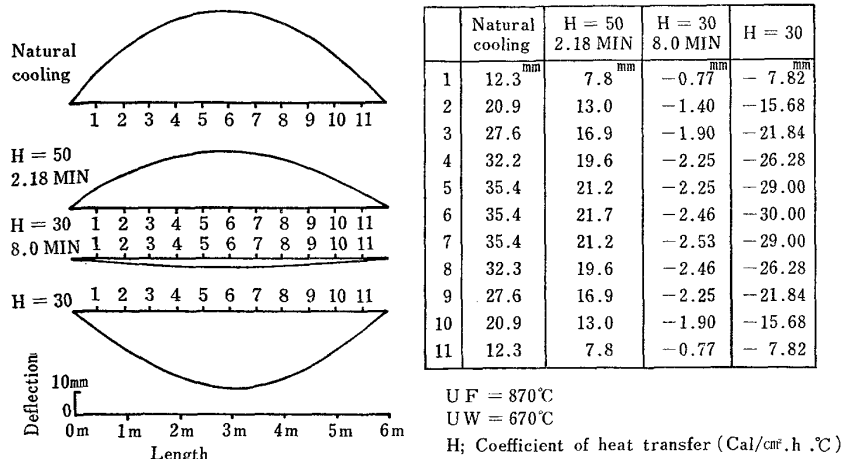


Fig. 8. Comparison of calculated warping on cut-T of H-section having the residual stress developed by a different cooling methods.

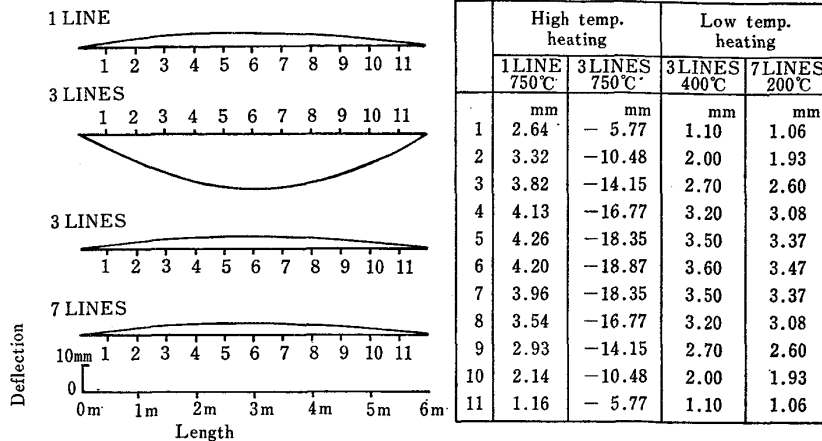


Fig. 9. Comparison of calculated warping on cut-T of H-section having the residual stresses created through different line heating condition.

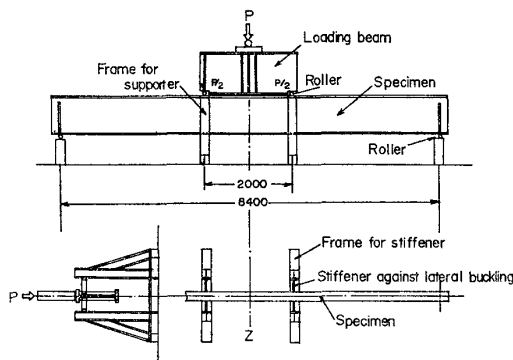


Fig. 10. Apparatus for bending test.

Table 3. Coefficient of the H-shapes for bending performances.

specimen as roll h×b×t, t, (mm)	section Modulus	plastic section Modulus	Pa	Py	Pp
912×302×18/34	10900 cm <sup>3</sup>	12000 cm <sup>3</sup>	136.3 T	265.7 T	292.5 T

を用いて測定した。ダイヤル・ゲージは測定点のフランジの両端にとりつけ、2つの値の平均値をその測定点のたわみとした。

4.2 曲げ載荷実験結果

Table 3 に、残留応力のないH形鋼を曲げた場合、フランジ端部に発生する応力が、20kg/mm<sup>2</sup> および降伏応力になる荷重 Pa, Py を、また、完全弾塑性材料を仮定した場合、全面が降伏する荷重 Pp を示す。ただし、引張試験により求められたフランジ部およびウェーブ部の降伏応力は、36.6kg/mm<sup>2</sup> と、40.2kg/mm<sup>2</sup> と多少の相異はあり、今回は、フランジ部の降伏応力を、代表値として計算に用いた。

理論値に比較し、実物の H 形鋼を Fig. 10 に示す治具により曲げ載荷し、各点の歪を測定した場合、残留応力の影響により、特に下フランジ部の降伏が早期に始ま

Table 4. Deviation of deflection in bending from the ideal beam. Suffix at indicate the deflection of ideal beam which has no residual stress in the beam.

$\delta_a$  : deflection at  $P=P_a$   
 $\delta_y$  : deflection at  $P=P_y$

specimen as roll	$\delta_a - \delta_{at} / \delta_{at}$	$\delta_y - \delta_{yt} / \delta_{yt}$
912×302×18/34	23.2%	84.5%

り、中立点が上方に移行する。240 t の載荷時には 80 mm の中立点の移動が認められた。中立点の移動と伴に変位も残留応力のない場合、理論的に計算される値よりも大きくなり、Table 4 に示す如く、 $P=P_a$  の載荷時には、約23%  $P=P_y$  時には約 85% 大きな変移が認められた。このように、残留応力は曲げ使用性能上悪影響を与えていることがわかる。

4.3 曲げ曲線の計算による結果

計算には一般の曲げ理論を用い、残留応力は曲げ応力に重畳されるものとして計算したが、応力歪線図は完全弾塑性体であると仮定した。また部材の降伏により中立軸が移動するが、これは応力の釣り合いを考慮することにより中立軸の移動量を求めた。いま、H形鋼を I 方向に曲げを加える。曲げによるH形鋼下面部の歪が  $\epsilon_{b0}$  であるならば、H形鋼の下面より y のところに生ずる歪  $\epsilon_{b(y)}$  は

$$\epsilon_{b(y)} = \epsilon_{b0} \cdot (\eta - y) / \eta + R_s(y) / E \dots\dots\dots (8)$$

で与えられる。ただし  $\eta$  は中立軸の位置であり、 $R_s(y)$  は y 点における残留応力値である。それゆえ、y 点に作用する応力は

$$E \cdot \epsilon(y) \leq \sigma_y \text{ のとき } \sigma(y) = E \cdot \epsilon(y)$$

$$E \cdot \epsilon(y) \geq \sigma_y \text{ のとき } \sigma(y) = \sigma_y$$

$\sigma_y$  : 降伏応力

となる。応力の釣り合いより

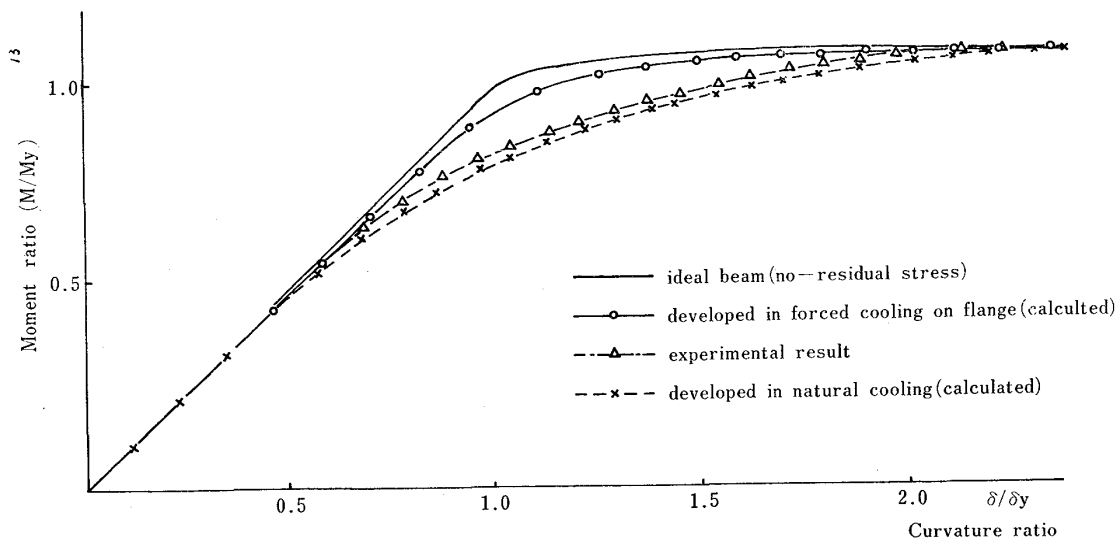


Fig. 11. Calculated bending curves of 912x302x18/34 wide flange beams having different residual stresses.

ゆえに

$$\int_{A'} \{\epsilon_{bo} \cdot (\eta - y) / \eta + Rs(y) / E\} E \cdot dA + \int_{A''} \sigma_y dA = 0 \quad (10)$$

となり上式および(2)式より収束計算を行うことにより  $\eta$  の位置が決定される。ただし、 $A'$  は降伏点以下の応力が働いている部分であり、 $A''$  は降伏点以上の応力が働いている箇所についての合計である。(A は部材断面積) このとき部材に働くモーメント  $M$  および曲率  $\delta$  は

$$M = \int \sigma(y) \cdot (\eta - y) dA \quad (11)$$

$$\frac{1}{\delta} \eta / \epsilon_{bo} \quad (12)$$

であらわされる。それゆえ、(1)および(12)式を、フランジ応力が降伏するときのモーメント  $My$ 、曲率  $\delta y$  で無次元化して、両者を縦軸、横軸にとつて Fig. 11 に示す。ここで示される曲げ曲線は、残留応力なし、実線、自然空冷×印、( $\sigma_w = -31 \text{ kg/mm}^2$ )、フランジ強制冷却○印、( $\sigma_w = -2 \text{ kg/mm}^2$ ) の条件により生じた残留応力をもつものとして計算した結果である。なお、比較のため載荷実験値を△印にて合わせプロットした。ここに示されたように、ウェーブ中央で残留応力の小さい○印の場合は残留応力の存在しない理想部材、実線に近い性能を有するが、他の△、×印の場合には曲げ性能が低下していることがうかがえる。なお、曲げ計算に用いた計算手順のフロー・チャートを Fig. 12 に示す。

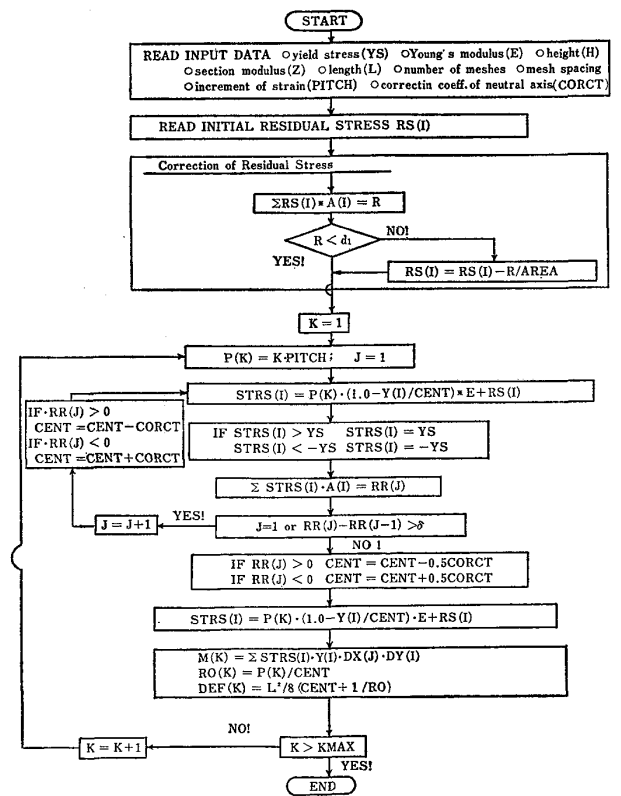


Fig. 12. Flow diagram of subroutine for beam bending.

### 5. 結 言

(1) 溶断実験では、残留応力値は対応して、マイクロ・クラック長さの大きいことが観察されたが、外観上 8.5 mm 以下であり、実用上問題とはならない。ただし、降伏応力にたつするような残留応力値がある場合、



ウェーブの材質，ガス切断時の熱応力などが複合作用して，まれに脆性破壊に進展する可能性がある。したがって，フランジの引張り残留応力値は少なくすることが望ましい。

(2) 圧延H形鋼のウェーブを縦切断して，T形鋼を製造する場合，残留応力の影響により曲がりを生じるが，残留応力値が少ないほど曲がり量は少ない。また，残留応力値と曲がりの関係を理論計算により解明でき，残留応力値を測定することにより，曲がりを予測することが可能となつた。

(3) 梁部材としてH形鋼に大きな残留応力が存在すると，載荷する場合，弾性範囲が大幅に縮小する。ウェーブの中央で  $20\text{kg/mm}^2$  以上のものでは，残留応力のないものに比し降伏が早く，モーメント比， $M/My$  が  $0.5\sim 0.6$  程度である。このことは設計に際し，必要以上に安全値を考慮しなければならず不経済である。ただし，構造物に使用するH形鋼は，モーメント比のもつと小さな範囲で使用する場合が多く，このような使用条件では問題はない。

以上 H 形鋼における 残留応力の 影響について述べたが，大型形鋼（特に細幅系列）の冷却過程で，熱的に導入されるような残留応力はないことが理想的であることがわかつた。しかし，製造技術上，コスト面，で完全にゼロにすることはできない。したがって，ある管理範囲に抑制することが必要であり，ウェーブにおける最大圧縮応力値が  $-20\text{kg/mm}^2$  以下になるよう管理目標をおいている工場が多い。

#### 文 献

- 1) 日下部俊，三原 豊：第 41 回塑性加工シンポジウム(1972)，p. 61
- 2) N. G. BOCHKOV, M. V. GUTHIK, and Ya. S. GALLAI Stal', (1972), p. 1016
- 3) I. N. FILIPOV and I. V. GUNIN: Stal' 10 (1963), p. 793
- 4) 山田 稔，鈴木宏之：日本建築学会学術講演梗概集 (1970)，2294，p. 859
- 5) 山田 稔，辻 文三：同上(1979)，2293，p. 857
- 6) 久光脩文，奥戸行一郎：同上(1971)，2033，p. 363