音弾性法による圧延 H 形鋼の残留応力測定*

福 岡 秀 和** 戸 田 裕 己** 中 裕 之***

Acoustoelastic Residual Stress Analysis in Wide Flanged Rolled Beam

by

Hidekazu FUKUOKA, Hiroki TODA

(Faculty of Engineering Science, Osaka University, Osaka)

and Hiroyuki NAKA

(Matsushita Electric Industrial Co. Ltd., Osaka)

Wide flanged rolled beams are important structural elements and are used in many engineering fields. From the standpoint of economical use of the structural element, the allowable stress is approaching close to the yield stress so that the knowledge of the residual stress in the beam is becoming of great importance to the design engineers.

A existing non-destructive method of measuring residual stress in a structural metal element, such as the X-ray method, is limited its usage in the sense that only the surface layer is surveyed. Recently, acoustoelasticity has been paid attention as a technique of non-destructive stress analysis. Acoustoelasticity, as an analogy to photoelasticity, makes use of stress-induced acoustic birefringent effect to measure the stress distribution in metallic materials. It is very attractive because we need not use a transparent plastic model as in photoelasticity.

However, much should be done before this method is established as a standard non-destructive technique of stress analysis. The most important is to separate the stress-induced birefringent effect from the texture-induced one. But for only special cases, such as axisymmetric stress distribution and the case in which stress-free region is known a priori, the residual stress distribution can be evaluated non-destructively.

In this paper, the residual stress distribution was measured in a wide flanged rolled beam by use of a T-type transducer which has been developed recently and the results were compared with the conventional destructive method of residual stress measurements.

Also, the distribution of residual stress introduced in the cooling process after hot roolling was analyzed numerically and compared with the experimental results.

(Received Aug. 8, 1980)

キー・ワード：残留応力，非破壊測定，音弾性，超音波，異方性

1 緒 言

圧延H形鋼は材料力学的に優れた形状をしており，また高度な圧延技術で，高品質，高精度の製品が得られるため，構造用部材として重要な役割を果している。圧延H形鋼の用途が広がり，また構造物の設計基準が厳密化するに伴い，最近，圧延H形鋼の残留応力が問題とされるようになった。しかしながら，H形鋼に限らず，構造物の残留応力の非破壊的測定法は未だ確立されておらず，極く限られた範囲で，X線や磁気による方法が試みられている程度である。

一方，最近，新しい方法として，超音波偏向波の複屈折現象を用いた音弾性法(acoustoelasticity method)による残留応力解析が注目されており，はめ込み溶接円盤の測定例等がある。この音弾性法は，実用化されるまでに多くの解決されるべき問題を有してはいるが，応力解析のみならず組織異方性および塑性ひずみも測定できる有望なものである。

本論文では，H形鋼の解析を，新しく工夫した，三層圧電素子を用いた音弾性法で行い，その結果を従来の破壊法と比較して検討する。更に，冷却過程で生じる残留応力の数値解析を行い，実験結果と比較する。

2 音 弾 性 法

等方性のエポキシ樹脂に応力が作用すると，材料は

* 原稿受理 昭和55年8月8日

** 正 会 員 大阪大学基礎工学部 豊中市待兼山町

*** 松下電器産業(株) 門真市大字門真

異方性となり、光に対して複屈折を生じるのと同じように、等方弾性体に応力が作用すると超音波偏向波に対して材料は音響複屈折を生じ、二偏向波の音速差が応力状態に関係して変化する。1959年に Benson と Raelson⁶⁾ は実験でこの現象を確かめ、これを音弾性と名付けた。理論的には、徳岡・岩清水が有限変形理論を用いてこの現象を説明し、音響複屈折と主応力差の間に比例関係があるという音弾性法則を導いた。

均一変形の平面応力状態において、主応力差とそれから主応力方向に偏向したせん断波の相対速度差の間には、次式の関係式が存在する。

$$\begin{aligned} (V_1 - V_2)/V_0 &= C_A(\sigma_1 - \sigma_2), \\ C_A &= (1 + \nu_3/\mu)/(2\mu) \end{aligned} \quad (1)$$

ここで、 V_0 は無応力状態でのせん断波の伝ば速度、 μ は剛性率、 ν_3 は3次の弾性係数の一つである。 C_A は音弾性係数と呼ばれる。対象の材料の音弾性係数はサンプルを切り出し、試験機で荷重を負荷して求めることができる。この音弾性係数の値は、それ以後に材料が塑性変形や高温での熱処理を受けない限り定数であるから、この材料でできた構造物の残留応力は、相対速度差を測定すれば、(1)式で算出することができる。

一般の金属材料には、その製造過程に生じる集合組織が存在するため、無応力状態でも音響異方性（これを組織音響異方性と呼ぶことにする。）が存在する。したがって、応力が作用する場合の音響異方性は組織音響異方性に、さらに応力に依存する音響異方性（これを応力音響異方性と呼ぶことにする。）が重畳しており、一般的には(1)式は使えない。

組織音響異方性が0でない材料では、音響異方性は、組織音響異方性が大きさ α 、方向（適当な基準方位に対する角度） γ であり、主応力差が $(\sigma_1 - \sigma_2)$ で、その方向が θ であるとき、次式で、その大きさ Φ と、その方向 β が得られる。⁸⁾

$$\left. \begin{aligned} \Phi &= [\alpha^2 + 2\alpha C_A(\sigma_1 - \sigma_2)\cos\{2(\theta - \gamma)\} \\ &\quad + \{C_A(\sigma_1 - \sigma_2)\}^2]^{1/2} \\ \beta &= \gamma + 0.5 \tan^{-1} \\ &\quad \left\{ \frac{C_A(\sigma_1 - \sigma_2)\sin\{2(\theta - \gamma)\}}{\alpha + C_A(\sigma_1 - \sigma_2)\cos\{2(\theta - \gamma)\}} \right\} \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

この関係式は、組織音響異方性と応力音響異方性の方向が一致するとき、簡単になり、

$$\Phi = \alpha + C_A(\sigma_1 - \sigma_2), \quad \beta = \gamma \quad (3)$$

となる。組織音響異方性が既知である材料では、音響異方性の測定値から(2)式を用いて、応力音響異方性、主応力差、および主応力方向を分離、算出できるが、未知の材料の場合、(2)式だけでは、分離することができない。

本論文で取扱う圧延H形鋼は、端部で残留応力が開放されるため、端部での音響異方性は組織音響異方性

と大きさも方向もそれぞれ一致している。したがって、この組織音響異方性がH形鋼の同一圧延線上で一定であると仮定すれば、主応力差を近似的に算出することができる。

音弾性法則(2)式は主応力差と音響異方性の関係を表しているが、超音波縦波の伝ば速度は主応力差に比例して変化する性質があるため、偏向波と音速測定から主応力差のものを解析することが理論的には可能である。しかしながら縦波の音速変化が極くわずかであるため、この解析は実際的には難しい。H形鋼の場合には、熱間圧延後の冷却時の温度こう配が横断面内において支配的であり、生じる残留応力は圧延方向応力が主で、横方向応力は無視できるほど小さい。したがって、H形鋼では、音響異方性の測定のみから主応力が求められる。

3 実験方法

実験に用いたシングア라운드音速測定法のブロック図を Fig. 1 に示す。シングア라운드ユニット（超音波工業社製）内の超音波パルス発振器から出力される電気パルス（0.1 μ sec 幅、-30 V 電圧）は送信子（圧電素子）を励振し、試料内に超音波のせん断波（5 MHz）を発信する。試料内を伝ば、反射する波は受信子で検波され、シングア라운드ユニットに入力される。この信号は一定振幅まで自動的に増幅され、一定レベルでトリガ信号が出され、このトリガ信号は一定の遅延時間において、次の電気パルスを再び発信する。この周期はシングア라운드周期と呼ばれる。

Fig. 1. Block diagram of a sing-around measurement.

本実験では、繰返し数一万回に対して平均周期を測定し、 10^{-11} 秒まで求めた。ゲーテッドアンプは、多重エコー波の任意の信号を選択的に通過させる。このゲーテッドアンプの使用により、試料の片面で音波を送受信する、いわゆる反射法が適用可能となり、試料の片面のみエミレーペーパー（800 番）で仕上げ、他の面は酸化スケールが付いた試料の測定ができ、大形構造物への適用、および薄板試料での高精度測定が可能となった。

Fig. 2. Structure of triple-layered transducer.

新しく工夫した三層素子 (Fig. 2 参照) とシングア
ラウンド法を組合せると、主異方性方向に偏向した
二つのせん断波の音速を同時に測定し、音速差を精度
よく求めることができる。三層素子は二層の受信子と
一層の発信子を層状に貼り合せたものである。二層の
受信子は、共振周波数 5 MHz、寸法 4 mm×4 mm の
P. Z. T. (ジルコン酸チタン酸鉛磁器) を互いに偏向方
向を直交させて貼り合せてあり、さらに、これは寸法
が 6 mm×6 mm の同一共振周波数の P. Z. T. の発信
子と偏向方向を互いに 45° 傾けて貼り合せている。

この三層素子の発信子の偏向方向を材料の音響異方
性の方向と 45° 傾けてセットすると、一つの電気パル
スで励振された発信子は異方性の方向に偏向した二つ
のせん断波を発生させる。この二つの波は独立に互い
に異った音速で伝ばし、試料表面で反射を繰返して、
二種類のエコー波群が発生し、これらのエコー波群は
二層受信子で別々に受信された後、切換スイッチで二
種類の信号は交互に切換えられ、ゲーテッドアンプに
入力される。

この素子で測定される音速差には、試料-素子間の
粘弾性応力媒体(ひまし油でうすめたカナダバルサン)
の厚みや特性変化による遅延時間の誤差、および電気
系統の温度や時間依存性の誤差が含まれないため精度
が良く、伝ば時間の測定誤差は 0.5×10^{-9} sec 以下で
あり、例えば、厚さ 20 mm の試料では、音響異方性
を 0.004% 以下の誤差で求めることが可能である。な
お、この素子を用いた場合、伝ば時間差には、受信子
一枚分の遅延時間差が含まれるが、この値は素子固有
の値であり、素子を 90° 回転させるだけで決定でき
るため、正しい伝ば時間差が簡単に得られる。

測定に供した H 形鋼の寸法は Fig. 3 に示すとおり、
8/13×400×200×2 000 mm であり、この加工履歴は
不明である。音響異方性の測定は主として、Fig. 3 に
示す A～E の領域で行った。Fig. 4 にウェブ中心線
上における軸応力分布の実験値を理論値と並べて示す。
これより、軸方向の残留応力は端部から、100 mm ま

Fig. 3. Measuring areas on flanges and web.

Fig. 4. Release of axial residual stress along center line of web.

での領域で、ほとんど開放されることがわかった。た
だし、ここでの理論値は H 形鋼を長方形板で近似し、
測定で得られた残留応力分布を用いて二次元弾性論で
解析したものである。したがって、A と E 領域におけ
る音響異方性は組織音響異方性に等しくなる。そこで、
A と E 領域でのそれぞれ対応する位置での平均の組織
音響異方性を求め、同一圧延線上でこの値が一定であ
ると仮定して、B、C、および D 領域での組織音響異
方性を推定する。残留応力は(2)式を用いて算出する。
本研究では、上に述べた方法で非破壊的音弾測定を行
い、その後、この測定結果を従来の破壊法による結果
と比較し、さらに、破壊後に測定して得られる各切片
の組織音響異方性を切断面の音響異方性から差し引い
て残留応力を求める、いわゆる破壊的音弾性測定も行
い、これらを合わせて比較した。

4 実験結果

測定点の位置は、フランジ、およびウェブの幅方向
に対する中心線を基準とし、中心線からの距離で表示
する (Fig. 3 参照)。音響異方性の大きさと方向は
Fig. 5 に示すように、三層素子の取付角度を連続的に
変化させて得られる、二偏向波の伝ば時間差-角度曲
線において、極大、極小点の位置、およびその値から
求まる。音響異方性の方向は、互いに 90° ずれた、極
大と極小点の角度に対応し、音響異方性の値は、これ
らの極大値と極小値の差の半分の値に対応する。

Fig. 5 は C 部フランジの各位置での測定値を示し、
0° は圧延方向に対応する。以後、極大値の方向を音
響異方性の方向と呼ぶことにすると、フランジでは、
中心線近傍と側部での音響異方性の方向がほぼ 90° 回
転していることがわかる。なお、極大値と極小値の平

Fig. 5. Transite time difference of sing-around period in function of rotating angle of transmitting transducer.

Fig. 6. Distribution of acoustic anisotropy direction.

均値は、二層受信子間の遅延時間に相当する、素子固有の値である。

切断前の音響異方性の方向分布図をフランジ、ウェブ部について、それぞれ Fig.6 (a), (b) に示す。これらの図から、音響異方性の方向は各部材において、中心軸に関して対称であり、フランジ部では側部になるに従って外向方向に変化し、ウェブ部では、逆に少し内方向に変化していることがわかる。

つぎに、試料短冊切断後の音響異方性分布、すなわち組織音響異方性分布図をフランジおよびウェブについて、それぞれ Fig.7 (a)と(b)に示す。これらの図から、フランジ、ウェブとも中心軸上で組織音響異方性

Fig. 7. Distribution of texture-induced anisotropy.

Fig. 8. Change in acoustic anisotropy with applied compressive stress.

Table I. Acoustoelastic coefficient and material-induced anisotropy.

Measuring position	α (%)	$C_A 10^{-4}$
Flange 20 mm	0.23	0.68
Flange 90 mm	0.06	0.64
Web 0 mm	1.58	1.28
Web 160 mm	0.41	0.98

が最大になり、側部で小さくなっていることがわかる。またウェブの組織音響異方性 (α) はフランジの α より、最大で10倍程大きくなっている。

これらの図のAとE部での α の値は、試料切断前後で変化せず、切断前に測定できる。非破壊の音弾性法で必要な組織音響異方性の推定値は、AとE部での平均 α 分布を求め、この値が同一圧延線上で一定であると仮定して得られる。この仮定は、フランジ部では妥当であるが、ウェブ部では中央部で少し中だるみの傾向があり、 α の値そのものが大きいことにも影響され、フランジ部におけるほど良くはない。

音弾性係数の測定結果を Fig.8 と Table I に示す。

試料切出し位置は Table I に示す4か所とし、試料の大きさは 60×60 mm とした。圧縮応力は試験機で負荷した。Fig.8 はフランジ 20 mm 部の結果を示し、二偏向波の伝ば時間差が圧縮応力に比例して変化することを示している。この図で、応力0での値、および直線のこう配 (C) から、組織音響異方性 α 、および音弾性係数 C_A が求まる。 C_A の値は α に依存し、 α

が大きくなれば、 C_A も大きくなっている。(2)式から主応力差を算出するとき、 C_A の値は推定した α の値に対して、Table I を用いて補間法で求めて用いた。

非破壊の音弾性法によって求めた軸方向残留応力分布図を Fig.9 に示す。(a)は上部フランジ、(b)は下部フランジであり、(c)はウェブであり、いずれもC領域での結果を示している。これらの図で、●印は非破壊的音弾性法の結果を示し、○印は破断法による結果を示す。破断法は、押し当て式ひずみ計のコンタクト・ストレンゲージを用いて、試料切断前後の解放ひずみを測定する方法を用いた。ひずみ測定の標点間距離は、圧延方向と横方向にそれぞれ 60 mm, 20 mm とした。試料切断はコンタマシで行い、試料の温度上昇を抑えるため、水冷法を用いた。

Fig.9 から、フランジ部では、上部、下部ともに、音弾性法と破断法の結果が良い一致を示し、ウェブ部では、これら両者の結果はあまり良い一致を示さないことがわかる。フランジ部で、音弾性法の良い結果が得られた理由は、フランジでは、 α の値が小さく、またこの値が圧延線方向にほぼ均一であり、したがって、推定した α の値の真の値からのずれが少なかったことにある。例えば、フランジ 20 mm の位置では、Fig.8, Fig.10 (a)および Table I から、 $\alpha=0.23\%$, $\phi=0.34$

Fig. 9. Experimental data of axial residual stress by non-destructive acoustoelasticity and by contact strain-gauge.

Fig. 10. Experimental data of axial residual stress by destructive acoustoelasticity and by contact strain-gauge.

%であり、応力音響異方性が ϕ に占める割合は約32%である。したがって、推定の α 値が10%の誤差を含んだ場合、評価応力値の誤差は約20%である。一方、ウェブ部では、 α の値は非常に大きく、例えば中心線上では、 $\alpha=1.58\%$ 、 $\phi=1.86\%$ であり、推定 α 値が10%の誤差を有するとき、評価応力値の誤差は約60%にも達する。なお、Fig.7に示すように、推定 α 値は8%程度の誤差があり、評価応力値が真の値の半分にも達した。

最後に、破壊的音弾性法による応力測定結果をFig.10に示す。●印は破壊的音弾性法の結果を示し、○印は破断法の結果を示す。この方法では、 α の値を正確に測定できるため、両者の結果は良い一致を見ている。このことから、異方性材の音弾性法則(2)が成立することが確認できた。

5 冷却過程に発生する残留応力の数値解析

実験に用いたH形鋼と寸法断面形状のモデルについて、均一温度から空冷される過程で生じる熱応力による残留応力を数値解析する。

(1) 非定常温度分布

H形鋼横断面内部および、表面での熱移動は次式で示される。

$$\left. \begin{aligned} \text{熱伝導: } \partial^2 T / \partial x^2 + \partial^2 T / \partial y^2 &= (1/\kappa) \partial T / \partial t \\ \text{熱伝達: } q_1 &= \alpha_0 (T - \theta) \\ \text{熱ふく射: } q_2 &= C_e \varepsilon \{ (T + 273) / 1000 \}^4 \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

ここで、 T は温度、 x と y はH形鋼横断面内の座標、 t は時間、 κ は温度伝導率を表し、 q_1 と q_2 はそれぞれ熱伝達と熱ふく射で単位表面積から単位時間に放出される熱量を示し、 α_0 は熱伝達率、 θ は大気温度、 C_e はステファン・ボルツマン定数、 ε はふく射率を表す。上式を差分化し、H形鋼の長手方向の熱流を無視し、熱流が横断面の二対称軸に関して対称とし、また初期温度が均一であるとして非定常温度分布を求める。

(2) 熱応力分布

H形鋼の圧延工程は、平均して約1000℃の温度下でなされるため、圧延時の加工応力は無視でき、 Ar_1 変態の体積変化の影響も無視でき、H形鋼の残留応力は、冷却過程の温度こう配による熱応力で生じると考えられる。

H形鋼は長尺ものであるため、平面ひずみ問題として扱える。H形鋼の均一ひずみ、熱膨張、弾性ひずみ、および非弾性ひずみをそれぞれ ε_R 、 ε^t 、 ε^e および ε^p で表すと、各メッシュ点(i で表す)で均一なひずみ ε_R は次式で表される。

$$\varepsilon_R = \varepsilon_i^t + \varepsilon_i^e + \varepsilon_i^p \quad (5)$$

線膨張係数を α_T とすると、 ε_i^t は次式で求まる。

$$\varepsilon_i^t = \alpha_T (T_i^0 - T_i) \quad (6)$$

ここで、 T^0 は初期温度である。応力-ひずみ関係が弾

Fig. 11. Time dependence of computed axial residual stress distribution.

完全塑性モデルに従うと仮定すると、 i 点の応力 σ_i は次式で求まる。

$$\sigma_i = \begin{cases} E \varepsilon_i^e & \text{if } E |\varepsilon_i^e| \leq |\sigma_0| \\ \sigma_0 & \text{if } E |\varepsilon_i^e| > |\sigma_0| \end{cases} \quad (7)$$

ここで、 E はヤング率、 σ_0 は降伏応力(温度に依存する)である。 σ_i は内部応力であるので、横断面全体に作用する力は0である。したがって、 A_i で要素面積を表すと、次式が得られる。 i は全要素の総和をとる。

$$\sum_i A_i \sigma_i = 0 \quad (8)$$

各時間ステップで得られる非定常温度分布と(5)~(8)式から熱応力が計算できる。初期温度を1000℃にした場合の熱応力生成過程をFig.11(a),(b)に示す。(a)はフランジ、(b)はウェブの結果を示し、図中のパラメータ τ^* は、要素最高温度が大気温度より10℃だけ高い温度まで冷却する時間を基準にして、途中経過時間をパーセント表示したものである。

つぎに、最終的に得られる $\tau^*=100\%$ での熱応力(これがそのまま残留応力となる。)の計算結果を破壊的音弾性法で得られた実験結果と対比させてFig.12(a),(b)に示す。この図から、両者は良く一致しており、残留応力の発生機構が正しく把握できたことがいえる。なお、横方向応力は、計算ではもちろんのこと、実験

Fig. 12. Comparison of experimental curve and computed curve of axial residual stress distribution.

でもほとんど無視できることがわかった。

6 結 言

(1) 一般金属材料，すなわち，集合組織を有する材料の音響異方性は，応力音響異方性と組織音響異方性の二成分から成り，音弾性法則(2)式が成り立つことが，破壊的音弾性法の実験で確かめられた。

(2) 組織音響異方性 α があらかじめわかっている材料のみならず，幾何学的形状，その他で α 値が推定できる材料には，音弾性法が適用でき，非破壊的残留応力測定が可能である。本実験に用いたH形鋼の場合，ウェブ部での測定結果が思わしくなかったが，これは，

たまたまこの試料の α 値がウェブの圧延線に沿って一様でなかったことに因っており，一般の長尺のH形鋼の内部では，このような不都合は起こりにくいと思われる。しかしながら，フランジ部での測定結果は破断法との結果と良く一致しており，充分信頼できる結果が得られた。

(3) 組織音響異方性の方向は，ウェブ，フランジともに，中央部付近で圧延方向に平行になるが，側部に移るに従って平行からずれている。この音弾性法によると，20 mm 前後の板材の場合，組織音響異方性の値およびその方向をそれぞれ0.004%と5°以内の精度で測定することができる。

(4) 均一温度からH形鋼が冷却する過程で生じる熱応力のシミュレーション計算を行った結果，H形鋼の残留応力は，ほとんど熱応力で発生することがわかり，また，定量的にも計算結果は実験結果とよく一致した。

終りに，本研究でのC. S. G.法による測定の協力を頂いた新日本製鉄(株)堺製鉄所技術部の森久室長と多くのスタッフの方々に謝意を表します。また，大阪大学学生の大西正則氏と角川政信氏には実験に協力して頂きましたことを感謝します。

(昭和55年7月25日 第17回X線材料強度に関するシンポジウムにて講演)

参 考 文 献

- 1) Huber, A. W., and L. S. Beedle, Weld. Jnl., **33**, 589 (1954).
- 2) 日下部 俊, 他5名, 日本鋼管技報, **59**, 25 (1973).
- 3) Fukuoka, H., et. al., Experimental Mech., **18**, 277 (1978).
- 4) Fukuoka, H., et. al., VD1-Berichte Nr. 313, 245 (1978).
- 5) 西脇保夫, 戸田裕己, 福岡秀和, 日本機械学会関西支部講演論文集, 54; 55 (1979).
- 6) Benson, R. W., et. al., Product Engg., **30**, 56 (1959).
- 7) 徳岡辰雄, 岩清水幸夫, 機械の研究, **27**, 860 (1975).
- 8) 今西悦二郎, 笹部光男, 岩清水幸夫, 日本機械学講演会, 58 (1980).