鉄-銅サンドイッチ状複合板の疲労強度に及ぼす 熱残留応力の影響と複合則について*

田 中 道 七** 堀 美 知 郎***

The Mixture Rule of Fatigue Strength of Sandwich Type Iron-Copper Composite Plate and the Effect of Thermal Residual Stress

by

Tsuneshichi TANAKA and Michio HORI

(Faculty of Science and Engineering, Ritsumeikan University, Kyoto)

Push-pull and plane bending fatigue tests were conducted on the sandwich-type composite plates composed of low carbon steel-copper or iron-copper to examine the effects of volume fraction and residual stress on the fatigue strength of composite plates. The composite plate specimens used in this investigation were fabricated by means of a diffusion bonding method.

The results of the push-pull fatigue tests indicate that the axial fatigue strength of sandwich plates can be estimated on the basis of the "mixture rule". On the other hand, the results of the plane bending fatigue tests show that, as a first approximation, the residual compressive stress in the surface iron plate significantly improves the bending fatigue strength of sandwich plates, but the residual tensile stress in the surface copper plate reduces the fatigue strength of sandwich plates in comparison with that of the original copper plate.

(Received Nov. 30, 1977)

キー・ワード：金属複合材料，サンドイッチ板，疲労強度，熱残留応力，複合則

1 緒 言

近年，金属複合材料に関する研究が盛んとなり，各種の複合材料が開発され，それとともに，こうした金属複合材料の機械的あるいは金属学的特性について，多数の研究結果が報告されてきている。また，このような複合材料の疲労特性についてもいくつかの研究結果が報告されているが，現在および将来にわたって開発可能な金属複合材料の多様性と，それらの疲労特性に関する因子の複雑性を考慮するとき，この種の研究はまだ緒についたばかりであり，実験方法の確立も含めて解決を要する基本的な問題が多数存在する。

本研究は，こうした金属複合材料の疲労特性に関する研究の第1段階として，拡散接合法により作製した低炭素鋼と純銅，および純鉄と純銅とからなるサンドイッチ状複合板について，その疲労強度に及ぼす複合効果と熱残留応力の影響を調べたものである。ここで，金属複合材料として鉄-銅系を採用したのは，その界面に金属間化合物等の第3相が生成せず，界面が清浄

なためであり，また，サンドイッチ状複合板に作製したのは，応力等の解析が安易なためである。

2 サンドイッチ状複合材料の作製と実験方法

本実験に使用した複合板は，純銅-炭素鋼-純銅，純銅-純鉄-純銅および純鉄-純銅-純鉄の3層からなる3種類のサンドイッチ状複合板で，以後，それぞれをCSC型，CFC型およびFCF型複合板とよぶ。使用した素材の炭素鋼，純鉄および純銅は，それぞれ0.22% C炭素鋼，鍛鉄およびタフ・ピッチ銅で，それぞれの化学成分をTable Iに，また，熱処理後の機械的性質をTable IIに示す。

複合板はFig. 1に示す拡散接合装置を用い，縦約30 mm，横約30 mmの炭素鋼と純銅，あるいは純鉄と純銅をサンドイッチ状に重ね（3層の厚さ数mm），約 10^{-3} mmHgの真空中で800℃，1時間加圧保持することにより接合した。なお，圧力は約2 kg/mm²とし，接合面は予めエメリー紙で2000番まで仕上げた後，粒度約1μのダイヤモンド・ペーストによりパフ研磨して鏡面に仕上げ，後接合させた。このようにして得られた複合板を何回か冷間圧延し，最終の試験片厚さ1 mmまで圧下した。Fig. 2は疲労試験片の形状寸法

* 原稿受理 昭和52年11月30日

** 正会員 立命館大学理工学部 京都市北区等持院北町

*** 学生会員 立命館大学大学院 京都市北区等持院北町

Table I. Chemical compositions of the materials.

Material	Chemical composition (%)											
	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Al	Cr	Pb	O ₂	Fe
0.22% carbon steel	0.22	0.29	0.51	0.010	0.021	0.01	0.02	—	0.04	—	—	bal.
Wrought iron	0.025	0.230	0.120	0.012	0.006	0.012	0.005	0.088	0.010	—	—	bal.
Tough pitch copper	—	—	—	—	0.0009	bal.	—	—	—	0.0009	0.0404	0.0008

Table II. Heat treatments and mechanical properties of the materials.

Material	Heat treatment	Upper yield point σ_{80} (kg/mm ²)	Lower yield point σ_{8U} (kg/mm ²)	0.2% proof strength $\sigma_{.2}$ (kg/mm ²)	Tensile strength σ_B (kg/mm ²)
0.22%C carbon steel	800°C×20 hr., A.C.	36.7	35.3	—	51.2
Wrought iron	800°C×20 hr., A.C.	25.1	24.5	—	34.5
Tough pitch copper		—	—	7.6	22.4
Wrought iron	800°C×20 hr., F.C., 200°C,	21.7	21.3	—	32.9
Tough pitch copper	W.Q.	—	—	7.8	23.5

Fig. 1. Schematic diagram of the diffusion bonding apparatus.

を示したもので、いずれも上記の圧延後図の形状に打ち抜いて作製した。また、試験片の表面は、所定の熱処理後接合面と同程度までバフ研磨で仕上げた。さらに、X線応力測定用試料として、上記の圧延終了後1辺が30mmの正方形板に切り出したものについて、接合面と同程度の表面仕上げの後、所定の熱処理を施した。

この場合、試験片の熱処理条件としては、疲労用試験片の場合は800°Cで20時間、また、X線応力測定用試験片の場合は800°Cで4時間保持後、Fig. 3に示すように、(1) 800°Cから室温まで炉冷、(2) 800°Cから室

Fig. 2. Shapes and dimensions of the specimens.

Fig. 3. Cooling rate curves.

温まで空冷、および(3) 800°Cから200°Cまで炉冷後、200°Cから水焼入れの3種類の冷却を施した。以後、それぞれの冷却過程を800°C, F.C., 800°C, A.C.および200°C, W.Q.と略称する。Table IIIは、作製した試料の熱処理方法の種類およびそれらを使用した実

Table III. Experimental program.

Specimen	Experiment						
	Stress controlled axial fatigue test	Strain controlled axial fatigue test	Plane bending fatigue test		X-ray stress analysis		
	800°C, A.C.	800°C, A.C.	800°C, A.C.	200°C, W.Q.	800°C, F.C.	800°C, A.C.	200°C, W.Q.
S20C	○	○	—	—	—	—	—
Fe	—	—	○	○	○	○	○
Cu	○	○	○	○	—	—	—
CSC	○ (36.5* 65.0)	○ (51.5*)	—	—	—	—	—
FCF	—	—	○ (50.9* 70.3)	○ (50.9*)	○ (50* 57/69)	○ (49* 58)	○ (51*)
CFC	—	—	○ (44.3* 58.3)	—	—	—	—

* Volume percent of copper

Fig. 4. Bending stress distribution of sandwich plate.

験項目の一覧表であり、表中の () で示した数字はそのシリーズの純銅の平均体積率 V_{Cu} で、同一のシリーズに属する各試験片について実測した体積率 V_{Cu} の平均値を意味する。また、表に示すように、それぞれの実験に対して複合板と同じ形状で同じ熱処理と表面仕上げを施した炭素鋼、純鉄および純銅試験片を用意し、実験に供した。

引張圧縮疲労試験は、Table III に示す各種試験片について、容量が約 50 kg の電動式引張圧縮疲労試験機を用い、両振りの定応力および定ひずみのもとで実験を行った。定応力用試験片としては、Fig. 2 (a) に示す形状のものを、また、定ひずみ用試験片としては、ひずみ検出用のゲージをその最小断面部に貼付する都合上、Fig. 2 (b) に示す形状のものをを用いた。その場合の繰返し速度は約 300 Hz とした。定応力試験においては試験中の荷重振幅を一定とし、複合板の応力としてはこの荷重を全断面で除した値を採用した。また、定ひずみ疲労試験におけるひずみの設定は、試験片の最小断面部の両面に貼付したひずみゲージから検出したひずみが常に一定になるように試験機のパワーを調整することにより行った。

また、平面曲げ疲労試験は、Fig. 2 (c) の形状の Table III に示す各種試験片について、容量が約 10 kg・mm の小型電動式平面曲げ疲労試験機を用い、両振り定応力のもとで実験を行った。その場合の繰返し速度は約 55 Hz とした。

なお、複合板の曲げ応力については、2 種類の異っ

た縦弾性係数を有する材料から構成される 3 層サンドイッチ状複合板が、Fig. 4 のように面外曲げモーメント M を受けた場合、その表面材に生じる最大曲げ応力 σ_{2max} は、応力が材料の弾性域を越えないとすると、Bernoulli-Navier の仮説のもとで、初等的に次のように与えられる³⁾。

$$\sigma_{2max} = \frac{Mt}{2 \left(\frac{E_1}{E_2} I_1 + I_2 \right)} \quad (1)$$

ここで、 $I_1 = bt_1^3/12$ 、 $I_2 = b(t^3 - t_1^3)/12$ はそれぞれ芯材と表面材の断面二次モーメント、 E_1 、 E_2 はそれぞれ芯材と表面材の縦弾性係数である。なお、単一材料の最大曲げ応力は、(1)式で $t_1 = 0$ とおくことにより求めることができ、以下においては、繰返し荷重下での曲げ応力の評価は(1)式の σ_{2max} で行った。

つぎに、X線による残留応力測定は、Table III に示す各種正方形試験片について、島津製作所製 X 線応力測定機 SMX-50 を用い、CrK α 線による (211) 面の回折強度曲線を求め、半価幅法により決定したそのピーク位置より X 線残留応力を算出した。なお、X 線測定は試料揺動法により行った。

3 実験結果

3・1 引張圧縮疲労試験

2 種類の CSC 型複合板とその構成素材である S20C および純銅について行った定応力引張圧縮疲労試験結果を Fig. 5 に示す。縦軸の応力は、既述のように荷重振幅を試験片断面で除した応力振幅であり、この応力による場合は、CSC 型複合板の強度は両者の中間に位置し、銅の体積率が増すにつれて強度が低下している。

つぎに、体積率が約 52% の CSC 型複合板と S20C および純銅について行った定ひずみ引張圧縮疲労試験の結果を Fig. 6 に示す。図より S20C 材の疲労限度におけるひずみ振幅は約 0.95×10^{-3} で、このひずみレベル以上における CSC 型複合板の破壊は芯材であ

Fig. 5. S-N curves of S20C, Cu and CSC-type sandwich plates.

Fig. 6. ϵ -N curves of S20C, Cu and CSC-type sandwich plates.

る S20C から発しており、その ϵ -N 曲線も S20C 単独材のそれになり近いことがわかる。他方、 0.95×10^{-3} 以下のひずみレベルにおいては、複合板の破壊は芯材の S20C より発生せず、表面材の純銅から起り、実際の寿命も純銅単独材のそれに接近する傾向をもつことが図から観取される。

3・2 平面曲げ疲労試験

800℃ から空冷処理を施した純鉄、純銅および各 2 種類の FCF 型と CFC 型複合板について行った両振り平面曲げ疲労試験の結果を Fig. 7 に示す。縦軸の曲げ応力 σ は (1) 式の $\sigma_{\max}$ を意味する。図より明らかなように、体積率約 70% の FCF 型複合板の疲労特性は純鉄よりも優れており、特に、 10^7 の疲労限度付近においてこの傾向が顕著に認められる。また、体積率約 51% の場合の疲労限度は純鉄のそれとほぼ等しいが、時間強度範囲においては純鉄の強度を多少下回っている。一方、CFC 型複合板の場合には、体積率約 58% のものの 10^7 付近における強度が純銅のそれとほぼ等しい点を除けば、いずれの場合も複合板の強度は純銅のそれを下回っており、純銅よりも疲労特性において劣っていることがわかる。

つぎに、Fig. 8 は、200℃ から水焼入れをした純鉄および純銅と体積率約 51% の FCF 型複合板について、

Fig. 7. S-N curves of Fe, Cu and FCF-and CFC-type sandwich plates.

Fig. 8. S-N curves of Fe, Cu and FCF-type sandwich plates.

同様に平面曲げ疲労試験を行った結果を S-N 線図に示したものであり、応力については先の場合と同様である。図より明らかなように、この場合の FCF 型複合板の疲労強度は時間強度範囲においてほぼ純鉄のそれに等しいが、疲労限度は純鉄を約 4 kg/mm² 上回るという結果が得られた。

3・3 X線による熱残留応力の測定

X線応力測定により得られた複合板の残留応力と体積率との関係を Fig. 9 に示す。測定は、FCF 型複合板の表面材である純鉄と比較材である単独の純鉄について行ったものであり、図中の複合板の実験点は試料の表裏で得られた値の平均値である。この残留応力は、構成素材の熱膨張係数の差により熱処理後の冷却時に生ずるもので、Koss⁴⁾ らはこのような積層構造の複合板に対する熱残留応力を与える式として次式を導いている。

$$\sigma_1 = \frac{(\alpha_1 - \alpha_2) \Delta T M_1 M_2 V_2}{M_1 V_1 + M_2 V_2} \quad (2)$$

ここに、 α_i 、 V_i ($i=1, 2$) はそれぞれ各構成素材の熱膨張係数と体積率を、 ΔT は有効温度差を示しており、また、 M_i は縦弾性係数 E_i とポアソン比 ν_i を用いて $M_i = E_i / (1 - \nu_i)$ で与えられる量である。Fig. 9 の曲線は上式で $\Delta T = 90^\circ\text{C}$ および 130°C において表面

Fig. 9. Residual thermal stresses of the sandwich plates.

材の純鉄に生じている残留応力値を計算したものであるが、特に、 V_{Cu} が小さい範囲では、純銅において応力は塑性域に達しているものと考えられるために、その部分を破線で示した。なお、計算に当っては、 $\alpha_{Fe} = 11.6 \times 10^{-6}$, $\alpha_{Cu} = 16.8 \times 10^{-6}$, $E_{Fe} = 2.1 \times 10^4 \text{ kg/mm}^2$, $E_{Cu} = 1.25 \times 10^4 \text{ kg/mm}^2$ および $\nu_{Fe} = 0.28$, $\nu_{Cu} = 0.33$ とした。図より明らかなように、炉冷材と空冷材との間には熱応力の差はほとんどみられず、その有効温度落差は $\Delta T = 90^\circ\text{C}$ でほぼ与えられる。また、実験点は少いが、 200°C からの水焼入れ材の有効温度落差は $\Delta T = 130^\circ\text{C}$ でほぼ与えられることがわかる。

4 考 察

前節において、鉄-銅系のサンドイッチ状複合板に関する疲労試験の結果と、その残留応力の測定について述べたが、構成素材の熱膨張係数の差により生ずる残留応力の効果は、複合板の引張圧縮疲労におけるよりは平面曲げ疲労において特に顕著である。この理由は、CSC 型複合板が引張圧縮荷重をうけた場合、Fig. 5 の耐久限度付近の応力において銅中の応力はすでに降伏点以上にあり、銅の塑性流動が生じて残留応力の大部分が緩和するためであると考えられる。したがって、以下の考察においては、残留応力の効果が2次的である場合の複合板の疲労強度に及ぼす複合効果をCSC 型複合板の実験結果に基づいて論じ、ついで、FCF 型とCFC 型複合板の平面曲げ疲労試験の結果から、それに及ぼす残留応力の効果を論ずることとする。

4・1 複合板の引張圧縮疲労強度に及ぼす複合効果

Fig. 5 に示したように、CSC 型複合板の引張圧縮疲労強度は銅の体積率 V_{Cu} が増すとともに低下する。そこで、Fig. 5 より $N=10^5$ と $N=10^7$ の強度をそれぞれ読み取り、それらと V_{Cu} との関係を示すとFig. 10 の白丸および黒丸ようになる。ここで、縦軸の応力は、Fig. 5 と同様に荷重を試験片の断面積で除したものである。

さて、ここで、炭素鋼と銅の界面の接合が充分であって、両者が等しいひずみ ϵ を受けると仮定し、残留

Fig. 10. Relation between 10^5 , 10^7 strengths and V_{Cu} .

応力を無視すると、複合板の応力 σ_c は次式で与えられる。

$$\sigma_c = \epsilon E_S (1 - V_{Cu}) + \alpha \epsilon E_{Cu} V_{Cu} \quad (3)$$

ここに、 E , V はそれぞれ縦弾性係数と体積率であり、添字 S は炭素鋼を、 Cu は銅を意味する。また、 σ_c はFig. 5, 10 の縦軸の σ に対応する。さらに、 α は実験の応力範囲において銅は塑性域に入っているの、このことを考慮するためのパラメータである。(3)式において、 $\sigma_s = \epsilon E_S$ なる σ_s を導入すると、

$$\sigma_c = \sigma_s \left[1 - \left(1 - \alpha \frac{E_{Cu}}{E_S} \right) V_{Cu} \right] \quad (4)$$

となり、この σ_s は炭素鋼に生じている実応力を与える。

ところで、Fig. 6 より複合板の $N=10^5$ における強度は、S20C 単独材の疲労限度付近からそれ以上の範囲にあり、このような応力域での破壊は、芯材であるS20C より発生した疲労き裂が伝ばして起る。Fig. 11 はこのことを示す観察結果の1例で、 $\sigma = 16 \text{ kg/mm}^2$ で破壊した $V_{Cu} = 36.5\%$ の複合板の破面写真である。き裂は(a)図に示した芯材のS20CのA点付近で発生し、Aを中心として円または円状に進展するが、写真(b)、(c)は(a)図の矩形部の拡大で、特に銅の破面全体にわたってストライエーションが現れており、この部分におけるき裂の進展方向は矢印の方向であることがわかる。

上の観察結果より、 $N=10^5$ における複合板の強度は芯材であるS20C材の強度により支配されると仮定すると、複合板の 10^5 強度 $\sigma_{c,10^5}$ は、(4)式の σ_s に $N=10^5$ におけるS20C材の強度 $\sigma_{s,10^5}$ を代入して与えられることになり、

$$\sigma_{c,10^5} = \sigma_{s,10^5} \left[1 - \left\{ \left(1 - \alpha \frac{E_{Cu}}{E_S} \right) - \beta_s \right\} V_{Cu} \right] \quad (5)$$

となる。ここに、 β_s は、S20C中の残留応力が体積率に比例すると考えて、その効果を考慮するパラメータである。(5)式で $\alpha=1$, $\beta_s=0$ として計算した値がFig. 10 の白丸を通る破線であり、複合板の実験結果をよく表している。なお、右端の白丸が直線上にのら

Fig. 11. Scanning electron micrographs of fracture surface of CSC-type sandwich plate.
($V_{Cu}=36.5\%$, $\sigma=16 \text{ kg/mm}^2$, $N=1.2 \times 10^6$)

ないのは、この点が銅単独材の強度を与え、S20C材の強度とは無関係であることに基づいている。

つぎに、複合板の 10^7 強度については、Fig. 6 の説明で述べたように、この応力域においては破壊は表面材である銅より発生すると考えられ、したがって、 $\sigma_{c,10^7}$ は、銅の強度を基準として、これに体積率等の複合効果を考慮すればよいことになる。すると、(5)式に対応して次式が得られる。

$$\sigma_{c,10^7} = \sigma_{Cu,10^7} \left[1 + \left\{ \left(\frac{E_s}{\alpha E_{Cu}} - 1 \right) + \beta_{Cu} \right\} V_s \right] \quad (6)$$

ここに、 β_{Cu} は β_s と同様銅中の残留応力を考慮するための係数である。Fig. 10 の右端の黒丸を通る破線は、(6)式で $\alpha=1$, $\beta=0$ とした場合の計算結果で実験点を通る実線の多少下側を通過している。この点に関連して α , β の値について考えてみるに、一般に $\alpha < 1$ なることは明らかであるが、疲労中の銅の硬化現象を考慮すると、試験期間の大部分を通じて α は殆ど 1 に近いものと考えられる。一方、複合板の銅には一般に引張残留応力が存在するから $\beta_{Cu} < 0$ であり、この残留応力が完全に緩和しない場合には、Fig. 10 の $\sigma_{c,10^7}$ を与える破線はさらに低下することになる。このように $\sigma_{c,10^7}$ に対しては、実験結果と計算結果の不一致の原因については現状では十分に説明し得ないが、計算値は安全側を通過しており、第 1 近似としては上のような考え方が成り立つとしてさしつかえないであろう。なお、この点については将来さらに検討を加える予定である。

4・2 複合板の平面曲げ疲労強度に及ぼす熱残留応力の影響

本節最初に述べたように、熱処理後の冷却に伴って

複合板に生ずる残留応力の影響は、平面曲げ疲労強度に顕著な影響を及ぼす。このことは、Fig. 4 に示した曲げ応力の分布からもわかるように、芯材に銅、表面材に鉄を用いた FCF 型の場合、両材の応力は殆どの場合、Table II の降伏点以下にあり、殆ど塑性変形を生じないために残留応力の大きな緩和が起らないためと考えられる。また、このような残留応力の緩和は、負荷応力が低いほど起りにくくなるはずであり、したがって、熱残留応力の効果は、時間強度範囲よりも疲労限度付近においてより顕著になると考えられる。実際、Fig. 7, 8 の FCF 型複合板における強度の上昇は、表面材の鉄中の圧縮残留応力によるものであり、とくに、耐久限度付近において大きな強度の増加を示している。なお、時間強度範囲における複合板の強度については、界面の存在によるき裂伝ば速度の変化も考慮する必要があり、残留応力のみによる説明では不十分である。Fig. 7 の体積率約 51% の FCF 型複合板の時間強度が白丸の鉄単独材より低下しているのは、このような点が影響しているものと考えられ、将来検討すべき問題である。

つぎに、Fig. 7 の CFC 型複合板の場合、その最大曲げ応力 σ_{2max} は時間強度の範囲では Table II の降伏点を越えており、この範囲では、表面付近の純銅は塑性域に達しているものと思われる。ところが、芯材との界面付近では、時間強度の範囲においても純銅はなお弾性的であり、表面材の純銅中に生じている残留応力が疲労過程で完全に弛緩することではなく、繰返し硬化と相まって、CFC 型複合板の表面材である純銅は、引張残留応力を有したまま弾性的に挙動しているものと考えられ、これが複合板の疲労強度の低下を

Fig. 12. Effect of residual stress on 10^7 strength.

もたらしたものと考えられる。

ここで、熱残留応力が複合板の疲労強度、とりわけ複合板の 10^7 における強度に与える影響についてさらに詳しくみるために、Fig. 12 においては、耐久限度線図を用いて両者の関係の定量化を行った。(a), (b)および(c)図は、それぞれ 800℃から空冷した FCF 型、800℃から空冷した CFC 型および200℃から水焼入れした FCF 型複合板の耐久限度線図を示しており、図の縦軸は、Fig. 7, 8 から読み取った純鉄、純銅および各シリーズの複合板の 10^7 における強度 σ_{10^7} であり、横軸は、Fig. 9 のX線残留応力測定結果をもとに、(2)式から理論的に導出した鉄、銅単独材および複合板試験片の表面材に生じている熱残留応力 σ_R である。さらに、図中の各点に添えた () 内の数字はそのシリーズの $\bar{V}_{Cu}$ であり、実線は鉄、銅単独材の 10^7 強度とその真破断強度 σ_T とを直線で結んだものである。図より明らかなように、(a)図の $\bar{V}_{Cu}=50.9\%$ のシリーズのように実線から若干の偏奇を示すものもあるが、全体的には各図の白丸の実験点は実線のまわりに分布しており、鉄-銅系の複合板の表面材に生じている圧縮残留応力は、第1近似として複合板の曲げ疲労寿命を延ばす方向に、また、引張残留応力は、複合板の疲労寿命を下げる方向に平均応力的に作用していること

が明らかである。

5 結 言

金属複合材料の疲労特性に関する研究の第1段階として、拡散接合法により作製した低炭素鋼と純銅、および純鉄と純銅とからなるサンドイッチ状複合板について、引張圧縮および平面曲げ疲労試験を行った結果、次の結論を得た。

(1) 残留応力の弛緩が大きく、その影響が比較的小さい CSC 型複合板の引張圧縮疲労試験において、複合板の 10^5 および 10^7 強度は、静的強度に対する複合則の概念を疲労強度に拡張することにより、それぞれ(5)および(6)式で表示することができる。

(2) 残留応力の弛緩が少く、その影響が比較的大きい FCF 型および CFC 型複合板の平面曲げ疲労試験において、両構成素材の熱膨張係数の差により生じる表面材の圧縮残留応力は、第1近似として複合板の疲労寿命を延ばし、表面材の引張残留応力は疲労寿命を下げる方向に働く。

(3) 800℃から空冷および炉冷した FCF 型複合板において、両構成材の熱膨張係数の差により生じる熱残留応力は、有効温度落差を $\Delta T=90^\circ\text{C}$ 前後にとることにより、Koss らが与えた初等式により算出することができる。また、200℃から水焼入れした場合の熱残留応力は $\Delta T=130^\circ\text{C}$ で与えられる。

終わりに、本研究の残留応力測定にあたり、X線応力測定装置の使用のご便宜と全面的な指導を賜った奈良工業高等専門学校の有間淳一教授に深甚なる謝意を表す。また、終始熱心に実験に協力された当時の立命館大学理工学部学生田中聖二、寺田智起、中島明、合田宜英、木谷敏一、森島直己、中村孝男および辻村健次の諸君に謝意を表す。

(昭和52年5月25日 日本材料学会第26期総会学術講演会にて講演)

参 考 文 献

- 1) たとえば、三浦維四, “金属複合材料” (1973) 共立出版
- 2) たとえば、Taylor, L. G., and D. A. Ryder, Composites, **7**, 27 (1976).
- 3) 宮入裕夫, 村松篤良, 永井正洋, 材料, **24**, 144 (1975).
- 4) Koss, D. A., and S. M. Copley, Met. Trans., **2**, 1557 (1971).
- 5) 平 修二, “現代材料力学”, p. 262 (1971) オーム社
- 6) Hartmann, R. J., J. Appl. Phys., **36**, 1751 (1965).