

© 1989 ISIJ

 論文
 論 文

表層強化熱延鋼板の引張予加工後 疲労限度比の向上

橋本嘉雄*・水井正也*・関根知雄*²・西田新一*³

Increase of the Ratio of Fatigue Limit to Tensile Strength after Tensile Prestrain in the Surface Layer Strengthened Hot Rolled Steel Sheet

Yoshio HASHIMOTO, Masaya MIZUI, Tomoo SEKINE and Shinichi NISHIDA

Synopsis:

A study has been made of the plane bending fatigue strength of the surface layer strengthened hot rolled steel sheets produced by austenite range rolling of cast composite ingot which in the surface layers, about 0.1%C-0.5%Mn are added on the 0.08%C-0.8%Mn base composition and also of the stainless clad hot rolled steel sheets. Following results are obtained.

(1) The ratio of fatigue limit to tensile strength (RFT) in the 8% tensile prestrained surface layer strengthened hot rolled steel sheet is about 0.65 at 10% surface fraction. In this case, dislocation hardening due to high work hardening properties in the surface and inner layers, and compression residual stress in the inner layer have increased fatigue limit of composite steel sheet.

(2) Fatigue crack initiates from inner layer in the stainless clad hot rolled steel sheets. The calculated RFT of inner layer becomes about 0.62. This value is higher than that of inner layer only, namely 0.44.

(3) It is thought that in the surface layer strengthened hot rolled steel sheet, the surface fraction at which RFT is highest becomes smaller by the tensile prestrain.

Key words: fatigue; fatigue strength; plane bending; surface layer strengthened; hot rolled; steel sheet.

1. 緒 言

鋼板の疲労強度を高くするには鋼板全体の強度を高くするか、表層のみを硬化または強化する方法がある。最終製品には表層硬化を行うのが有効であるが、プレス成形用素材鋼板の場合は加工後の疲労強度が重要である。著者らは表層 Nb, V 添加変態温度域熱延鋼板は熱延ままでは高い疲労限度比 [疲労限度 (σ_w) と引張強度 (σ_B) の比, σ_w/σ_B] を示すことを報告した¹⁾。しかし、この場合引張予加工後は疲労限度が 4 kgf/mm² 低下し、疲労限度比が低下した。この低下原因は表層を析出および転位強化したため予加工による加工硬化が小さいこと²⁾ および予加工により表層に引張残留応力が生じるためであると考えられる。このうち表層の引張残留応力は表層強化熱延鋼板の引張加工に伴う不可避の現象であるが、析出強化や転位強化を避けて加工硬化能を高くし、予加

工時の転位強化量を大きくすることは比較的容易である。次に、表層厚さが薄く内層からき裂発生 (破壊) する場合表層から破壊する場合よりき裂が発生し難く、また引張予加工により内層に圧縮残留応力が生じることから疲労限度比を高くできる可能性がある。これらの点を確認するため C, Mn 添加で表層強化した鑄込み表層強化鋼板を実験室で製造し、疲労強度を調査した。また、内層から破壊する場合の内層換算疲労限度比 (疲労限度を内層表面の応力に換算後内層の引張強度 (σ_{BI}) で除した値 [$\sigma_w(1-R_S)/\sigma_{BI}$, ただし R_S : 表層率, 両表層の厚みは同じと仮定する] (以下内層の疲労限度比と言う) が表層から破壊する場合の疲労限度比より高いことを確認するため表層と内層の強度差が大きく、内層から破壊しやすい表層ステンレス-内層普通鋼の爆着 3 層クラッド熱延鋼板の疲労限度、破面を調査した。この結果に基づき極く薄い機械加工層が表層に存在する時の表層

昭和 61 年 10 月本会講演大会にて発表 昭和 63 年 11 月 14 日受付 (Received Nov. 14, 1988)

* 新日本製鉄(株)薄板研究センター (Sheet & Coil Research Lab., Nippon Steel Corp., 1-1-1 Edamitsu Yahatahigashi-ku Kitakyushu 805)

*² 新日本製鉄(株)薄板研究センター (現:日鉄テクノリサーチ(株)) (Sheet & Coil Research Lab., Nippon Steel Corp., Now Nippon Steel Techno-Research, Ltd.)

*³ 新日本製鉄(株)八幡技術研究部 工博 (Yawata R & D Lab., Nippon Steel Corp.)

拘束効果による疲労限度向上原因を考察した。

2. 実験方法

表層強化鋼板の化学成分を Table 1 に、製造工程を Fig. 1 に示す。S を 0.002% 以下と非常に少なくして介在物の疲労強度への影響を小さくした³⁾。複合鋼塊は中抜鑄造法⁴⁾で製造した。表層および内層の加工硬化能を高くするため表層への合金添加は Nb, V 等析出強化元素の使用を避け、熱延は A_{r3} 変態点以上の温度で行った。熱延後は室温まで空冷した。熱延のままの表層率は約 40% であった。このため、両表層を研磨して板厚を減少し、表層率が異なる試験片を製作した。表層率は両表層の合計厚みと全厚みの割合とした。表層と内層間には遷移領域があり、表層率が 0% の基準はこの遷移領域の中心付近とした。疲労試験条件は両振り平面曲げ、繰返し速度 3000 CPM でシェンク式試験機を用いて研磨まよおよび研磨後 8% (公称ひずみ) 引張り予加工試験片の疲労強度を調査した。ホイールディスクでは熱延鋼板をプレス後使用するので成形加工品の疲労が問題である。このため、予加工の疲労への影響を調査する必要がある。引張り予加工の伸びは均一伸びの範囲内にするため 8% とした¹⁾。疲労試験後試験片の破断部近傍およびつかみ部の残留応力を L. O. LEESER らと同じ方法⁵⁾でストレインゲージを用いて測定した。引張試験はインスト

ロン型引張試験機により JIS 試験法で行った。引張りおよび疲労試験結果は同程度の引張強度の均一鋼板 (SAPH45) の試験結果と比較した。また、表層ステンレス-内層普通鋼 3 層クラッド熱延鋼板は爆着後熱延した鋼板を入手した。化学成分を Table 2 に示す。受取時のクラッド率 (クラッドの全厚に対する両側合せ材の合計厚さの比率) は 20%, 30% の 2 種類があり、板厚はいずれも 5 mm である。各試料の両表層間の片側クラッド率 (クラッドの全厚に対する片側合せ材の厚さの比率) の差は 0.5% 以内であった。この表面を #600 研磨後疲労試験を行った。#600 研磨でクラッド率は 2~6% 低下した。疲労試験条件は両振り平面曲げ、1800 CPM でシェンク式試験機を用いた。ステンレスクラッド熱延鋼板の両表層を研磨減厚し、内層 (全内層厚 3.5 mm/30%, 4 mm/20%) 中心部分から 3 mm 厚の試験片を採取した。そして、クラッド率が 20% の熱延鋼板から採取した内層試験片の場合引張試験および疲労試験を、クラッド率が 30% の熱延鋼板から採取した内層試験片の場合引張試験のみを行った。疲労試験用の内層試験片は #600 研磨後電解研磨し、加工層を除去した。さらに、熱延鋼板の表層を #600 研磨のみ行った試験片で引張試験を行い、内層の強度とクラッド率から表層の強度を計算した。引張りおよび疲労試験には、すべて圧延方向試験片を用いた。

3. 結果

3.1 素材熱延鋼板の性質

表層強化熱延鋼板は表層、内層ともフェライト粒内に亜粒界がなく、熱延は A_{r3} 変態点以上の温度で行われたと確認できた。表層は C, Mn 量が多いのでパーライトの層状化が顕著である (Photo. 1)。表層率と強度の

Table 1. Chemical composition of surface layer strengthened hot rolled steel sheet (Ingot analysis) (mass%).

Layer	C	Si	Mn	P	S	Al
Surface	0.19	0.02	1.32	0.004	0.002	0.014
Inner	0.075	0.01	0.78	0.004	0.001	0.015

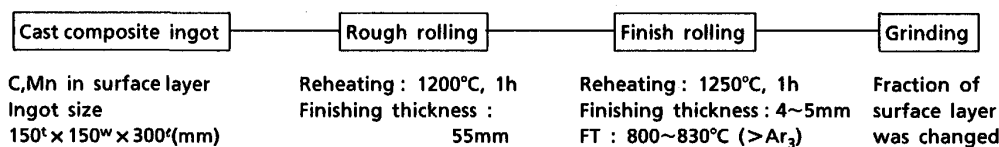
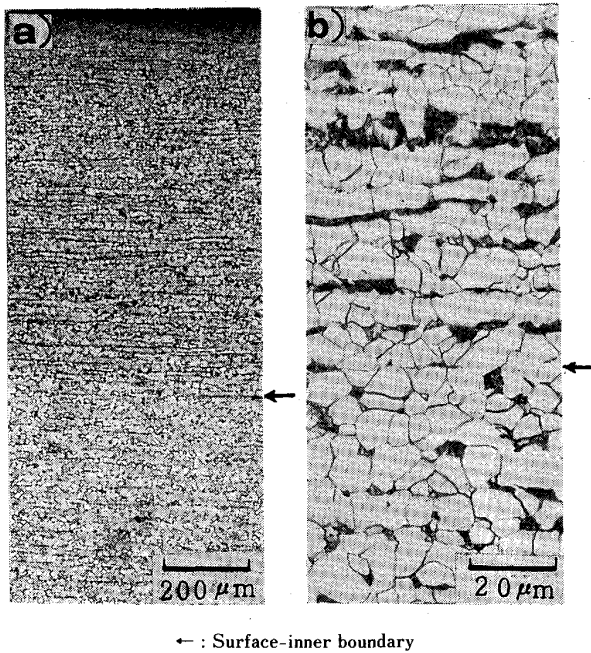


Fig. 1. Processing condition.

Table 2. Chemical composition of explosion bonded hot rolled stainless clad steel sheets (Chemical analysis, 5 mm thickness) (mass%).

Clad ratio	Layer	C	Si	Mn	Cr	Ni	Ti	Nb
20% (10+10%)	Surface	0.022	0.48	0.88	18.38	9.42	—	—
	Inner	0.004	0.01	0.14	0.01	0.02	0.015	0.018
30% (15+15%)	Surface	0.019	0.50	0.88	18.59	9.42	—	—
	Inner	0.004	0.01	0.15	0.01	0.02	0.015	0.020

— : Not analyzed



← : Surface-inner boundary

Photo. 1. Microstructure of surface layer strengthened hot rolled steel sheet.

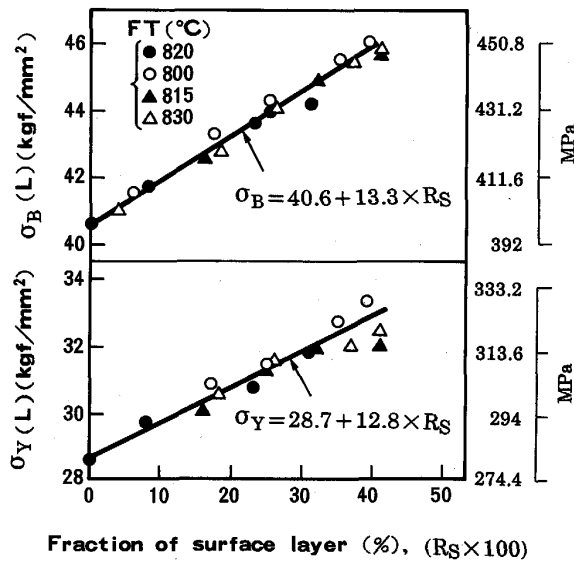


Fig. 2. Effect of fraction of surface layer on tensile properties of surface layer strengthened hot rolled steel sheets.

間には混合則が成立する (Fig. 2). この図から表層内の厚み方向強度変化は非常に小さいと判断できる. 引張予加工による表層硬度の増加は表層 Nb, V 添加変態温度域熱延鋼板に比し大きい (Fig. 3). 引張予加工時の 8% 耐力と表層率の関係を Fig. 4 に示す. Fig. 2, Fig. 4 中の表層率と強度または耐力の関係を示す回帰式で $R_S=0$ は内層に, $R_S=1$ は外層に対応する. これらから, 表層と内層の降伏強度差, 引張強度差, 8% 耐力差は共

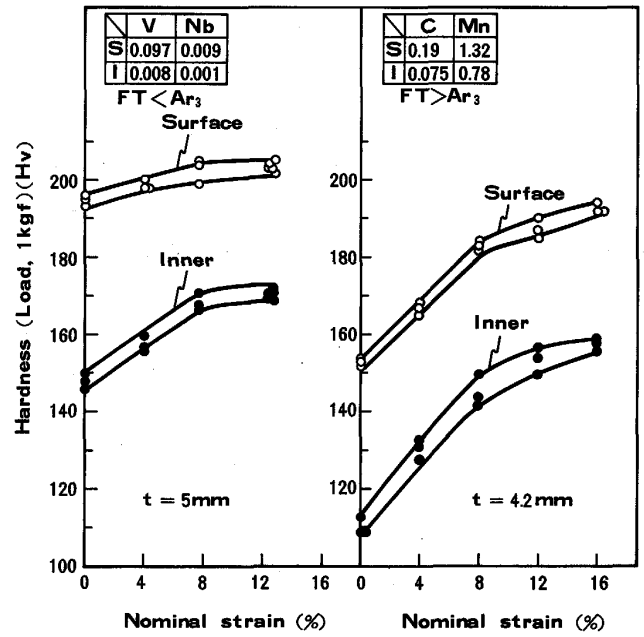


Fig. 3. Work hardening of surface layer strengthened hot rolled steel sheets.

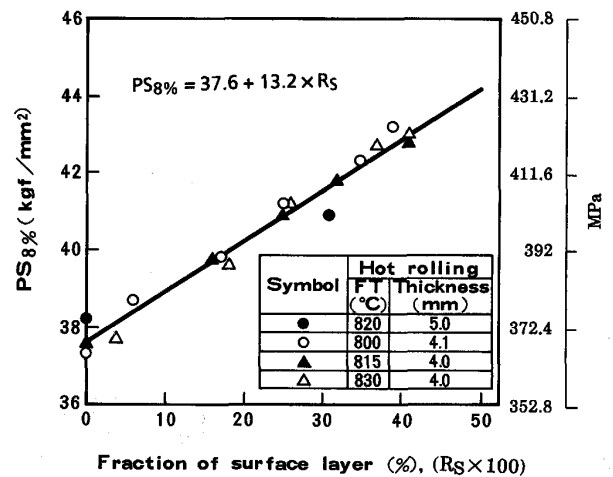


Fig. 4. Effect of fraction of surface layer on 8% proof stress of surface layer strengthened hot rolled steel sheets.

に 13 kgf/mm^2 程度であり, 表層と内層の加工硬化能が同程度であることを示唆している. また, クラッド率が 20, 30% のステンレスクラッド熱延鋼板の内層中心部の引張強度はそれぞれ $31.8, 32.5 \text{ kgf/mm}^2$ であり, クラッド鋼板と表層率から計算した表層の引張強度はそれぞれ $70.1, 66.8 \text{ kgf/mm}^2$ となる.

3.2 疲労試験結果

熱延後研磨まま試験片および 8% 引張予加工試験片の S-N 線図を Fig. 5 に示す. また, 単一成分熱延鋼板 (SAPH45) と表層強化熱延鋼板の疲労強度を Table

Table 3. Fatigue strength of surface layer strengthened and conventional hot rolled steel sheets.

Steel	Surface fraction (%)	Hot-rolled			8% prestrained (tension)	
		Tensile strength	Fatigue limit (ratio)		Fatigue limit (ratio)	
		σ_B kgf/mm ² (MPa)	σ_W kgf/mm ² (MPa)	σ_W/σ_{BM}	σ_{Wt} kgf/mm ² (MPa)	σ_{Wt}/σ_B
Surface layer strengthened	10	42(412)	27.5(270)	0.64	27.5(270)	0.65
	20	43.3(424)				
	30	44.6(437)				
Conventional (SAPH45)		48.9(479)	24(235) [22(216)]	0.51 [0.45]	[24(235)]	[0.45]

[] : As hot rolled, the others were polished

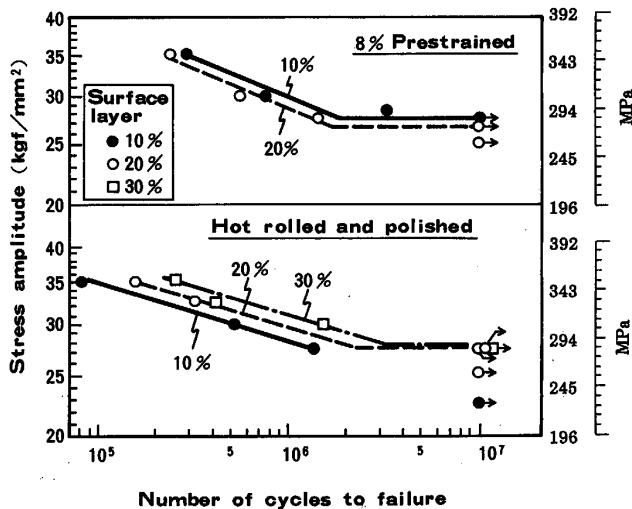


Fig. 5. Fatigue test results of surface layer strengthened hot rolled steel sheets (Completely reversed, plane bending).

3に示す。表層率が20~30%の研磨まま鋼板の疲労限度比は0.62~0.64と高く、表層Nb, V添加変態温度域熱延鋼板と同程度であった。また、表層率10%の疲労限度はS-N曲線で繰返し数 2×10^6 回への外挿値を疲労限度と仮定すると約26 kgf/mm²(疲労限度比0.62)と推測される。この疲労限度に対し、表層率10%の予加工試験片は疲労限度が約1.5 kgf/mm²高い。予加工後の疲労限度比は表層率が20%では0.61と研磨ままの0.64より低下した。しかし、表層率が10%の疲労限度比は0.65と予加工がない場合の推測値0.62より高い値を示す。疲労限度程度の応力振幅(27.5 kgf/mm²)で疲労試験後の予加工試験片(表層率約20%)表層には引張残留応力がつかみ部7.3 kgf/mm²、破断部近傍で7.0 kgf/mm²発生していた(Table 4)。この値は実験範囲内では応力振幅が大きくなっても少ししか変化しない。つかみ部の残留応力は疲労試験前の残留応力と同程度であるから、残留応力は疲労試験中に、ほとんど変化していないと推測される。

Table 4. Residual stress in the surface layer of prestrained specimens after fatigue test (Strain gage method⁵⁾).

Stress amplitude kgf/mm ² (MPa)	Surface fraction (%)	Residual stress kgf/mm ² (MPa)	
		Position	
		A	B
35 (343)	21.1	+8.3 (+81)	+7.3 (+72)
30 (294)	18.9	+5.9 (+58)	+6.5 (+64)
27.5 (270)	17.1	+7.3 (+72)	+7.0 (+69)

4. 考 察

阿部ら⁶⁾は加工硬化の疲労特性に及ぼす影響を調べるため工業用純鉄に冷間加工を施し、降伏応力(YS)と疲労限度(σ_W)の関係を調査した。そして、冷間加工で強度を増加すると冷間加工前の炭素鋼に比し同一YSで比較して疲労限度が低くなるとしている。さらに、彼らの実験では転位強化量(σ_{dis})の0.23倍が疲労限度の増加量とすると実測値と良く一致した⁶⁾。ここでは予加工による転位強化量として8%引張予加工時の真応力増加量(耐力増加量 $\times 1.08$)を用い、その0.23倍を疲労限度の増加量とする。次に、残留応力の影響について考察する。単一成分炭素鋼でも引張加工を行うとフェライト相内に圧縮残留応力が生ずる²⁾。これはフェライトとパーライト間に発生する相応力とマクロ的応力の合成された応力と考えられ、X線で測定可能である⁷⁾。そして、この応力は疲労試験中に減衰し、疲労限度への影響は、その2~3%²⁾であり、非常に小さい。従って、ここでは機械的に測定した本実験の残留応力を用いる。

残留応力は疲労限度程度の応力振幅で疲労試験後残留する応力(σ_R)が主に影響すると思われる⁴⁾。残留応力の疲労限度への影響は次式で表せる(Fig. 6)。

$$\Delta\sigma_{WR} = -\sigma_W/\sigma_T \times \sigma_R \dots\dots\dots (1)^8$$

(σ_R は引張りを正、圧縮を負とする)。また、真破断応力(σ_T)は引張強度の1.5~2.0倍とし、疲労限度は引

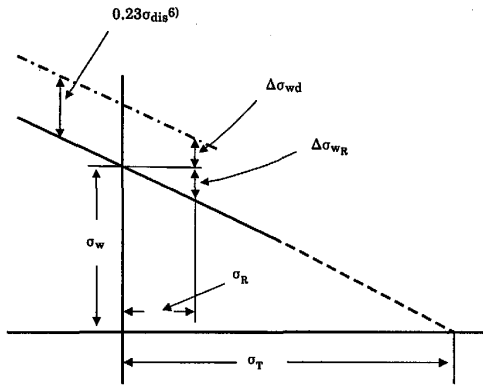


Fig. 6. Change of fatigue limit with prestrain.

張強度の 0.50~0.55 倍とする¹⁾。これらの係数は著者らの実験で得られた。このうち、係数 1.5~2.0 は高強度鋼板で得られた値で、延性の高い低強度鋼板では高くなる可能性がある。高強度鋼板における σ_T/σ_B の例を次に示す。平板 (板厚 2.82 mm) : $\sigma_B = 741$ MPa, $\sigma_T = 1404$ MPa, $\sigma_T/\sigma_B = 1.9$ 丸棒 (直径 2.52 mm) : $\sigma_B = 602$ MPa, $\sigma_T = 922$ MPa, $\sigma_T/\sigma_B = 1.5$ 。また、0.50~0.55 は著者らの実験図から判断した。これらの関係を (1) 式に代入すると (2) 式が得られる。

$$\Delta\sigma_{WR} = -(0.50 \sim 0.55) \times \sigma_B / [(1.5 \sim 2.0) \times \sigma_B] \times \sigma_R \dots\dots\dots (2)$$

これから残留応力の 0.25~0.37 倍が疲労限度の変化量となる。表層強化熱延鋼板は予加工によって加工硬化と残留応力の発生が同時に起こる。このため、予加工による疲労限度の変化 $\Delta\sigma_{wd}$ は転位強化と残留応力による変化量の合計 (Fig. 6) であるから

$$\Delta\sigma_{wd} = 0.23 \times \sigma_{dis} - (0.25 \sim 0.37) \times \sigma_R \dots\dots\dots (3)$$

となる。または耐力増加量 (ΔPS : 8% 耐力-降伏強度) を用いて

$$\Delta\sigma_{wd} = 0.23 \times (1 + \epsilon) \times \Delta PS - (0.25 \sim 0.37) \times \sigma_R(\epsilon; \text{公称ひずみ}) \dots\dots\dots (4)$$

と表せる。ここで、 ΔPS と σ_{dis} の関係は JIS G 0202 1132 番の関係式によった。予加工がない場合表層から破壊する場合の疲労限度 σ_{WS} 、内層から破壊する場合の疲労限度 σ_{WI} は次の (5)、(6) 式で表せる。

$$\sigma_{WS} = A1 \times \sigma_{BS} \dots\dots\dots (5)^{1)}$$

$$\sigma_{WI} = A2 \times \sigma_{BI} / (1 - R_S) \dots\dots\dots (6)^{1)}$$

σ_{BS} , σ_{BI} : 表層, 内層の引張強度 A1, A2: 定数, 表層と内層は拘束の有無により定数が異なる。

また、表層と内層の残留応力 σ_{RS} , σ_{RI} は加工量 (ϵ) の時の表層と内層の耐力 $PS_S(\epsilon)$, $PS_I(\epsilon)$ の差を厚さによる内分をして

$$\sigma_{RS} = [PS_S(\epsilon) - PS_I(\epsilon)] \times (1 - R_S) \dots\dots\dots (7)$$

$$\sigma_{RI} = [PS_I(\epsilon) - PS_S(\epsilon)] \times R_S \dots\dots\dots (8)$$

と近似する。

(3)~(8) 式から予加工後の疲労限度は

表層から破壊する場合: (5) 式と (4) 式から次式が得られる (ΔPS_S , σ_{RS} : 表層の耐力増加量, 残留応力)

$$\sigma_{WS} = A1 \times \sigma_{BS} + 0.23 \times (1 + \epsilon) \times \Delta PS_S(\epsilon) - (0.25 \sim 0.37) \times \sigma_{RS} \dots\dots\dots (9)$$

または (9) 式の σ_{RS} に (7) 式を代入して

$$\sigma_{WS} = A1 \times \sigma_{BS} + 0.23 \times (1 + \epsilon) \times \Delta PS_S(\epsilon) - (0.25 \sim 0.37) \times [PS_S(\epsilon) - PS_I(\epsilon)] \times (1 - R_S) \dots\dots\dots (10)$$

内層から破壊する場合: (6) 式と (4) 式から次式が得られる (ΔPS_I , σ_{RI} : 内層の耐力増加量, 残留応力)

$$\sigma_{WI} = [A2 \times \sigma_{BI} + 0.23 \times (1 + \epsilon) \times \Delta PS_I(\epsilon) - (0.25 \sim 0.37) \times \sigma_{RI}] / (1 - R_S) \dots\dots\dots (11)$$

または (11) 式の σ_{RI} に (8) 式を代入して

$$\sigma_{WI} = [A2 \times \sigma_{BI} + 0.23 \times (1 + \epsilon) \times \Delta PS_I(\epsilon) + (0.25 \sim 0.37) \times [PS_S(\epsilon) - PS_I(\epsilon)] \times R_S] / (1 - R_S) \dots\dots\dots (12)$$

となる。表層強化鋼板の平面曲げ疲労試験では、表層率が高い場合表層と内層の境界面の曲げ応力は小さい。このため、表面から破壊する。そして、疲労強度は表層の疲労強度に等しく、表層率に無関係に一定である。一方、表層率の減少で平均 (複合鋼板の) 強度は低下する。従って、表層率の低下と共に疲労限度比は高くなる。これに対し、表層率が小さい場合境界面の曲げ応力が大きく、内層から破壊する。この場合境界面の疲労強度は一定であるが、表面に換算した疲労強度は表層率の増加と共に大きくなる。この増加率が複合鋼板の強度の増加率より大きいため表層率の増加と共に疲労限度比は高くなる。この二つの関係を組み合わせると表面、内層の破壊の遷移する領域で疲労限度比が最大になる¹⁾。

以下の本実験例につき予加工による疲労限度の変化を計算する。

(1) 表層から破壊する場合

加工硬化による変化: 2.3 kgf/mm², 引張残留応力による変化: -1.8~-2.6 kgf/mm² 合計 ($\Delta\sigma_{WD} + \Delta\sigma_{WR}$) -0.3~0.5 kgf/mm²

(2) 内層から破壊する場合

加工硬化による変化: 2.2 kgf/mm², 圧縮残留応力による変化: 0.3~0.5 kgf/mm² 合計 ($\Delta\sigma_{WD} + \Delta\sigma_{WR}$) 2.5~2.7 kgf/mm², (表層換算, 表層率 10%) 2.8~3.0 kgf/mm² (表層率が 20% はこの値が, さらに大きくなる)。

このように一定の前提条件での理論計算では内層から

Table 5. Fatigue limit of 8% tensile prestrained surface layer strengthened hot rolled steel sheets.

Method			Fatigue limit kgf/mm ² (MPa)	
			Fraction of surface layer	
			10%	20%
Calculated (A1=0.50~0.55, A2=0.60~0.65)	Fracture from surface layer	Formula (9)		26.7~30.1 (264~295)
		Formula (10)	24.9~28.9 (244~283)	25.4~29.3 (249~287)
	Fracture from inner layer	Formula (11)		33.8~36.5 (331~358)
		Formula (12)	29.9~32.3 (293~317)	34.1~37.0 (334~363)
Measured			27.5 (270)	26.5 (260)

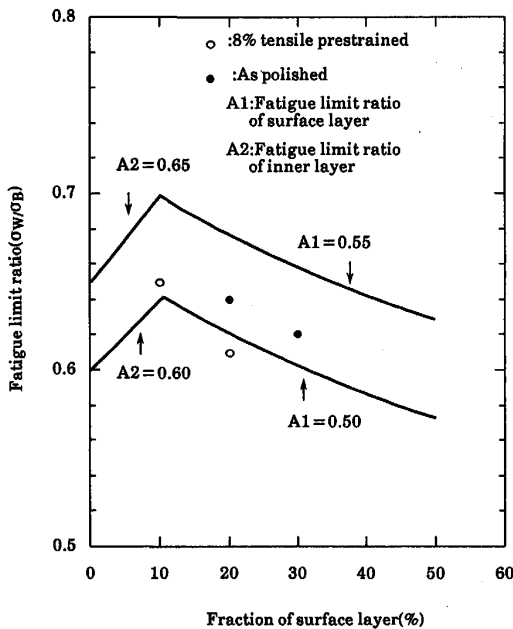


Fig. 7. Effect of fraction of surface layer on fatigue limit ratio of surface layer strengthened hot rolled steel sheets.

破壊する場合引張予加工は内層に加工硬化と圧縮残留応力を生じさせ、これらが、疲労限度の向上に共に寄与する。一方、表層からき裂発生する場合加工硬化による増加量と引張残留応力による低下量が本実験では同程度となり、疲労限度は引張予加工により、ほとんど変化しない。これに対し、実験では表層率 10% で比較すると疲労限度は引張予加工によって約 1.5 kgf/mm² 高くなっていると推測される。また、表層率が 20% では引張予加工により疲労限度が 1 kgf/mm² 低下した。引張予加工による疲労限度の変化量は表層率が 20% の場合は表層からの破壊の場合に近く、表層率が 10% の場合は表層からの破壊と内層からの破壊の場合の中間値を示す。(10), (12)式で計算した疲労限度と実測疲労限度を Table 5 に示す。この場合表層率が 10, 20% の場合と

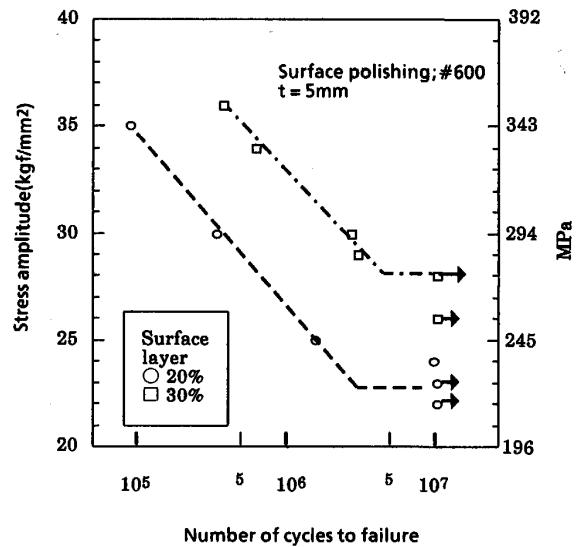


Fig. 8. Fatigue test results of explosion bonded hot rolled stainless clad steel sheets (Completely reversed, plane bending).

も表層からの破壊(式 10)が最も計算値と実測値が合う。以上総合すると表層率が 20% の場合は表層からの破壊、表層率が 10% の場合は内層からの破壊と表層からの破壊の遷移領域にあるのであろう。次に、疲労限度比が最も高くなる表層率と引張予加工の関係について考察する。表層率と疲労限度比の関係を Fig. 7 に示す。表層からの破壊曲線は引張予加工を行っても疲労限度が変化しないため移動しない。一方、内層からの破壊曲線は引張予加工で疲労限度が高くなるため上側に移動する。この結果、疲労限度比が最も高くなる表層率は引張予加工により小さくなる。

次にステンレスクラッド熱延鋼板の疲労強度について考察する。クラッド率が 20%, 30% の熱延鋼板の #600 研磨後の S-N 線図を Fig. 8 に示す。これらの破面を観察したところ疲労限度程度の試験でいずれも内層からき裂が発生していた。このクラッド鋼板の強度条件

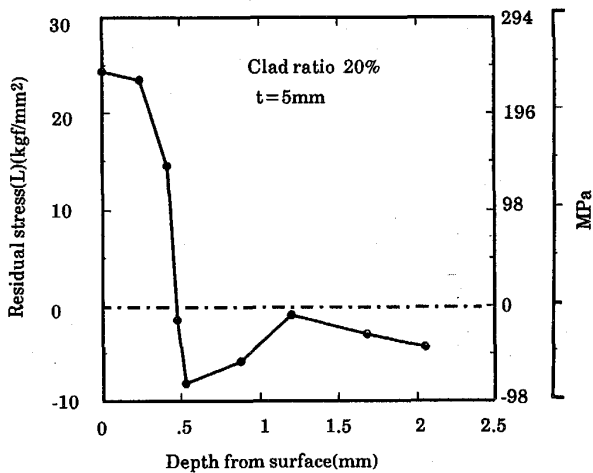


Fig. 9. Residual stress in stainless clad hot rolled steel sheet (Strain gage, chemical polishing).

では疲労限度比を表層 0.50~0.55, 内層 0.60~0.65 と仮定して内層からの破壊~表層からの破壊の遷移する表層率を計算すると 50~60% となる。クラッド率 20%~30% では内層からき裂が発生すると考えられる。破面観察でこれを確認した。このため、内層表面(境界面)に換算した疲労限度 $[\sigma_w(1-R_s)]$ は、クラッド率が 20% (#600 研磨後 14%) の場合は 19.8 kgf/mm², 30% (#600 研磨後 28%) の場合は 20.2 kgf/mm² になる。内層の引張強度はそれぞれ 31.8, 32.5 kgf/mm² であるから、内層の疲労限度比は共に 0.62 となる。これに対し、クラッド率が 20% の熱延鋼板の内層部のみから試験片を採用後疲労試験した時の疲労限度は 14 kgf/mm² であり、疲労限度比は 0.44 と低い。ステンレスクラッド熱延鋼板は冷却中に熱膨張差により残留応力が発生する場合がある⁹⁾。クラッド率が 20% の本実験熱延鋼板は表層に平均約 20 kgf/mm² の引張残留応力、内層に平均約 5 kgf/mm² の圧縮残留応力が発生していた (Fig. 9)。このため、内層の疲労限度は (3) 式により 1~1.5 kgf/mm² 増加する。この影響を考慮しても表層からき裂が発生する場合に比し内層からき裂が発生する場合の疲労限度比は高いことが確認できた。従来、切削加工、ショットピーニング等の機械的加工によって疲労限度が高くなる現象が良く知られている。これは機械的加工により極く薄い加工硬化層ができ、同時にこの部分に圧縮残留応力が生じるためと説明されている⁸⁾。しかし、疲労限度の高い層が表層に存在しても、その厚みが極く薄い場合表層直下の未加工層も表層と同程度の応力振幅となる。このため、未加工層の疲労限度比が表面に露出している場合と同じならば未加工層から破壊し、疲労限度は極くわずかしか高くないであろう。すなわち、切

削加工の場合加工硬化層の深さは 50 μm 程度と考えられており、試験片の直径に対し 0.8% に過ぎない。これに対し疲労限度は 20% 程度高くなると報告されている⁸⁾。この場合切削加工材と切削加工後焼なまし材を比較しており、切削加工で表面粗度が減少したため疲労限度が高くなったのではないと考えられる。残留応力の効果に加えて、表層直下の未加工層は表層に拘束されて疲労によるすべり変形が生じにくく、き裂が発生し難いとするこの現象を、さらに良く理解できる。

5. 結 論

表層に C, Mn を添加し、 A_{r3} 変態点以上で熱延した 鑄込み表層強化熱延鋼板および爆着ステンレスクラッド熱延鋼板の平面曲げ疲労強度について調査した。以下の結果が得られている。

(1) 表層強化熱延鋼板の引張予加工後疲労限度比 (σ_w/σ_B) は表層率が 10% で 0.65 となり、高い値が得られた。これは表層と内層の加工硬化能が大きいこと、表層率が小さいと内層の疲労限度の影響が大きく、内層には引張予加工により圧縮残留応力が生じること、内層は表層に比し表層の拘束のためすべりにくくき裂が発生し難い等によるのであろう。

(2) 内層に比し表層の強度の大きいステンレスクラッド鋼板では疲労限度程度の応力では内層から破壊する。内層に換算した疲労限度比はクラッド率が 20%, 30% の試験片とも約 0.62 であり、内層単独の場合の 0.44 より高い。

(3) 表層強化鋼板では疲労限度比が最大となる表層率は引張予加工がある場合はない場合より小さくなると予測される。予加工による疲労限度の変化 $\Delta\sigma_{wd}$ は $\Delta\sigma_{wd} = 0.23 \times \sigma_{dis} - (0.25 \sim 0.37) \times \sigma_R$ で表せる。表層強化熱延鋼板では表層と内層の疲労限度が共に予加工で変化するので、引張予加工後疲労限度の計算式を作成した。

文 献

- 1) 橋本嘉雄, 水井正也, 関根知雄: 鉄と鋼, 75 (1989), p. 517
- 2) 林 建吉, 土居俊二: 材料, 19 (1970), p. 1075
- 3) 鉄鋼材料便覧 (1985), p. 480 [丸善]
- 4) 本田順太郎: 鉄と鋼, 69 (1983), p. 507
- 5) D. O. LEESER and R. A. DAANE: Proc. SESA, 12 (1954)1, p. 203
- 6) 阿部 隆, 三瓶哲也, 大鈴弘忠, 小指軍夫: 鉄と鋼, 70 (1984), p. 1459
- 7) 平 修二, 吉岡靖夫: 材料, 12 (1963), p. 852
- 8) 光永公一, 福武 諄: 日本機械学会論文集 (第1部), 39 (1973)317, p. 42
- 9) 河野勝三, 宮野樺太男, 吉沢 章, 遠藤良幸: 日本製鋼技報 (1964) 16, p. 1733