

論 文

UDC 669.14.29-122 : 621.791.053 : 539.389.2

溶接構造用圧延鋼板のバウシンガー効果に関する研究*

森 康彦**・芦田 潮***・岸 輝雄****・堀内 良****

A Study of the Bauschinger Effect in Rolled Steel Plates for Welded Structure

Yasuhiko MORI, Ushio ASHIDA, Teruo KISHI, and Ryo HORIUCHI

Synopsis:

The effect of pre-strain and low temperature annealing on the behaviours of Bauschinger effect was studied to establish the quantitative relation of yield stress decrease due to Bauschinger effect in rolled steel plates for welded structure. In this paper, Bauschinger strain and Bauschinger stress, which is a difference between applied stress and 0.1% proof stress in stress reversal, are used to indicate the amount of Bauschinger effect. The results are summarized as follows:

(1) Both Bauschinger strain and stress increase with the increase of pre-strain, but the ratio of these indicators to the amount of strain hardening decreases rapidly with the amount of pre-strain and reaches constant at 2~3% pre-strain.

(2) The following relationship is well established between Bauschinger stress σ_B and pre-strain ε_P ,

$$\sigma_B = k \cdot \varepsilon_P^m$$

where k and m are material constants.

(3) The Bauschinger effect disappear gradually in low temperature annealing treatment. The activation energy of 18 000~20 000 cal/mol was obtained in the process, which means that the recovery process of Bauschinger effect is controlled by strain aging due to C and N solute atoms.

(4) The back stress component which controls the Bauschinger effect was estimated. These values increase with pre-strain, however, they are about 30% of flow stress over the wide range of pre-strain.

The pre-strain dependence of Bauschinger effect can be understood very well by the aspect of the back stresses.

1. 緒 言

バウシンガー効果¹⁾は、応力反転にともなう降伏応力の低下として定義できるが、この現象は、結晶塑性の立場からは加工硬化を考える際、変形により生じた内部構造の安定性を示す因子として、材料強度の立場からは、疲労き裂の発生につながる繰り返し加工硬化、軟化を支配し、また、き裂先端の塑性挙動を支配する因子として、また、塑性加工の立場からは、加工に及ぼす所要力、および、加工製品の材質を支配する因子として重要なものである²⁾。もちろん、構造物がその建設途上に受けた履歴と異なる応力を受けることが予測される場合には、その構造物の設計強度を決める際に、このバウシンガー効果は十分考慮されねばならないことも、当然である。

近年、バウシンガー効果に関する研究は、各分野でめ

ざましいものがあり、微視機構的には²⁾³⁾⁴⁾、バウシンガー効果を生ぜしめる逆応力を理論的⁵⁾⁶⁾、実験的⁷⁾⁸⁾に求める手法が提案されるに及び、その取り扱い、かなり定量的な域に達したものと考えられる。疲労の分野においても、疲労硬化を支配する材料学的因子の影響がかなり明白になり⁹⁾、この疲労硬化現象と、疲労挙動を結びつける試みがなされ¹⁰⁾、微視組織と巨視的疲労強度の関係が、徐々に解明されつつあるといえる。一方、塑性加工および構造設計における力学的取り扱いは、異方性を含んだ形での降伏条件式に依存することになり、つまり、降伏条件式を表示する境界条件としてバウシンガー効果は意味を有することになる。

このバウシンガー効果を含む降伏条件は、kinematical hardening の降伏条件式として DRUCKERら¹¹⁾により定式化され、その拡張が著者ら¹²⁾¹³⁾により実験的に行なわ

* 昭和 52 年 9 月 12 日受付 (Received Sep. 12, 1977)

** 日本大学生産工学部 (College of Industrial Technology, Nihon University, 1-2-1 Izumicho Narashino Chiba 275)

*** (株)横河橋梁製作所 (Osaka Branch of Yokogawa Bridge Works, Ltd.)

**** 東京大学宇宙航空研究所 工博 (Institute of Space and Aeronautical Science, University of Tokyo)

れてきている。この際基本となるのは、予変形材の逆方向降伏応力の定義と、その値を求めることであり、バウシinger効果にともなう降伏応力の低下、すなわち、バウシinger応力を予ひずみの関係として求めることに帰せられる。この関係式は KISHI, GOKYU¹²⁾, KISHI, TANABE¹³⁾らにより求められ、それを拡張した降伏条件式により、予変形した板材の面内異方性の挙動がよく説明されている。しかしながら、それに対し、近年、GUPTA¹⁴⁾はより一般的にバウシinger応力を表示する関係式を新たに提案している。また、若干異なる立場から、鉄鋼材料のバウシinger効果を表わすものとして、JAMIESON¹⁵⁾は降伏応力低下比を含有添加元素の関数として求めている。これらの関係式は独立に提案されており、それらの適否、有効範囲等を比較検討することは、目下、バウシinger効果の取り扱いにおいて最も重要な問題の一つと考えられる。

そこで、本研究は、溶接構造用圧延鋼材 (SM50 および SM58) について、その予ひずみ量とバウシinger効果の関係を測定し、これら材料のバウシinger効果に関する基礎データを得るとともに、特に、バウシinger応力と予ひずみの関係式について検討を加えたものである。加うるに、このバウシinger効果は、低温で焼鈍することによりかなり減少するものであるので、このことをひずみ時効における活性化エネルギーの概念により整理し、検討を加えようとしたものである。また、このバウシinger効果は、近年、変形抵抗に占める逆応力成分により支配されるものとして理解されるにいたっているが、この逆応力に関しての検討を加えたものである。

2. 実験方法

2.1 供試材

本実験で用いた材料は、溶接構造用鋼板の SM50A, SM58Q の2種類である。その化学組成と熱処理条件は Table 1 に示すとうりである。引張り-圧縮試験に用いた試験片は、両材料ともその軸を母材の圧延方向と平行に Fig. 1 に示すような形状、寸法で作製した。

2.2 バウシinger効果の測定法

バウシinger効果は引張り圧縮応力下で予ひずみを引

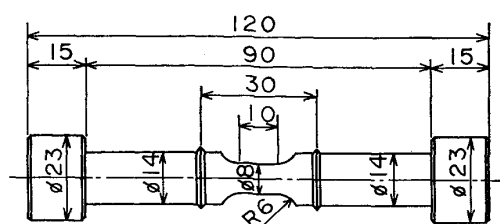


Fig. 1. Shape and size of test specimens.

張りとしたときについて試験したもので、バウシinger効果を表わす諸量は、室温において試片に引張り荷重を負荷して所定の予ひずみを与えた後、除荷し、圧縮して逆方向変形を加え、このとき得られた応力-ひずみ曲線から得られる。引張り圧縮試験には、中心軸がずれることのないような特殊な治具をとりつけたインストロン型試験機を使用し、クロスヘッド速度を 2 mm/min とし、すべての試験を行なった。応力の測定にはロードセルを用い、また、ひずみの測定にはひずみゲージ形の伸び計を使用し、これらを X-Y レコーダに記録し、応力-ひずみ曲線を得た。

低温焼鈍のバウシinger効果におよぼす影響についての実験は、所定の予変形を与えた試片をシリコンオイルバスで 100°C から 400°C の温度範囲で各 1 h の焼鈍を行なった後、直ちに引張りならびに圧縮試験を行ない、焼鈍後のバウシinger効果を測定した。また、予変形材を常温で時効させ、逆方向降伏応力のひずみ時効による変化を調べた。

3. 実験結果

3.1 バウシinger効果の表示法

バウシinger効果を含む降伏条件式は、降伏応力の定義と、基準にとる応力状態のいかんによつて大きな差異を生ずる。そこで、本研究で用いたバウシinger効果の定義をここに示しておく¹²⁾。

Fig. 2 は引張り応力を正としたときの引張り圧縮応力下の一般的な応力-ひずみ曲線を示したもので、曲線 σ_f が正方向負荷の応力-ひずみ曲線であり、これを除荷後逆方向に負荷したときのそれが σ_r であり、また、 σ_r は下降伏点である。

Table 1. Chemical composition and heat treatment of the steels used.

Code	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	V	Heat treatment
SM50A	0.16	0.27	1.41	0.018	0.009	—	—	—	—	As rolled
SM58Q	0.13	0.32	1.32	0.020	0.009	0.06	0.02	0.19	0.03	930°C, 20 min → W.Q. → 600°C, 1.5h

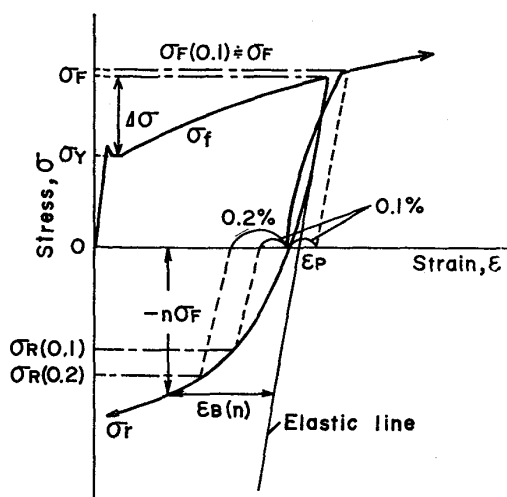


Fig. 2. Schematic stress-strain curve in reverse stressing.

σ_F はひずみ (予ひずみ) ε_P を与える変形抵抗を表わし, σ_F と σ_Y の差をとって加工硬化量 $\Delta\sigma$ を定義した. 逆方向の降伏応力 σ_R は, 図に示すように除荷時のひずみを基準にした 0.1%, 0.2% 耐力をとってこれらを $\sigma_R(0.1)$, $\sigma_R(0.2)$ として 2 通り定義した. したがって, 変形抵抗 σ_F に対する逆方向の降伏応力の低下, すなわち, バウシinger 応力 (Bauschinger stress) σ_B を, 2 通りの逆方向の降伏応力の定義についてそれぞれ $\sigma_B(0.1)$, $\sigma_B(0.2)$ と表わし,

$$\sigma_B(0.1) = \sigma_F - |\sigma_R(0.1)| \dots\dots\dots (1)$$

$$\sigma_B(0.2) = \sigma_F - |\sigma_R(0.2)| \dots\dots\dots (2)$$

と定義した. なお, 低温焼鈍を行なうと, 正方向変形抵抗 σ_F も変化するが, 除荷後再度同方向の応力を加えたときの 0.1% 耐力はほぼ前の変形抵抗を示すので, この場合の σ_F の値としては, 焼鈍後の正方向負荷の 0.1% 耐力を用いてバウシinger 応力を求めた.

また, バウシinger 効果の本質とはかけはなれるが, 実際の構造物の設計においては, 母材の降伏点 σ_Y を設計基準にとって許容応力を定めるのが一般的であるため, ここで σ_Y を基準にとったバウシinger 応力なるものを評価し, これを σ_B と同様に $\sigma_{BY}(0.1)$, $\sigma_{BY}(0.2)$ と表示する.

さらに, 同図において, バウシinger ひずみ (Bauschinger strain) $\varepsilon_B(n)$ は, 逆方向の応力-ひずみ曲線において, この曲線の弾性回復を示す直線 (elastic line) からのずれで表わされる塑性ひずみで, n は $n = |\sigma_r/\sigma_F|$ なる逆方向の応力での値を示すものである.

3.2 応力-ひずみ曲線

2 つの供試材について引張り予ひずみを 1% と 17%

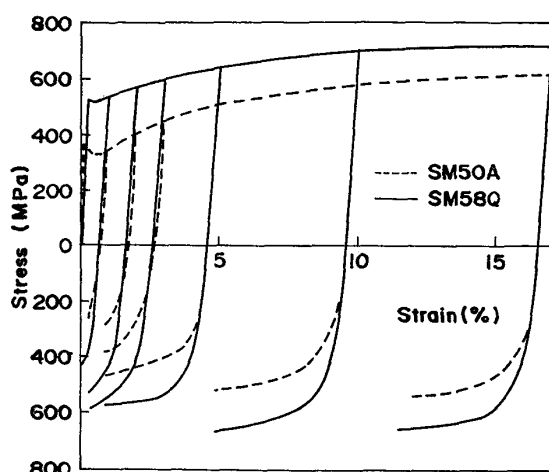


Fig. 3. Stress-strain curves due to Bauschinger effect in SM50A and SM58Q.

との間で種々変化させて試験を行なった. それらの結果の応力-ひずみ曲線をまとめて Fig. 3 に示す. 材料の強度に差はあるが, 両供試材とも応力-ひずみ曲線は同様の形状を示し, 予ひずみとともに加工硬化が進行している. 両材とも引張り応力方向で下降伏点があり, その応力は SM50A で 325MPa, SM58Q で 510MPa である. なお, 上記のひずみ範囲では試験片に buckling や barreling は認められなかった.

3.3 バウシinger 効果への予ひずみの影響

Fig. 4 は先の Fig. 3 の結果から求めたバウシinger 効果の予ひずみによる変化を示したものである. この図から明らかなように, 両材とも予ひずみが大きくなると, バウシinger 応力 σ_B およびバウシinger ひずみ ε_B は

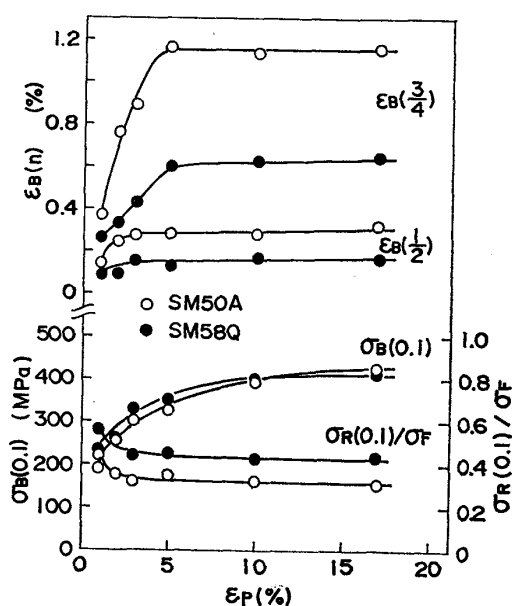


Fig. 4. Effect of pre-strain (ε_P) on the Bauschinger effect.

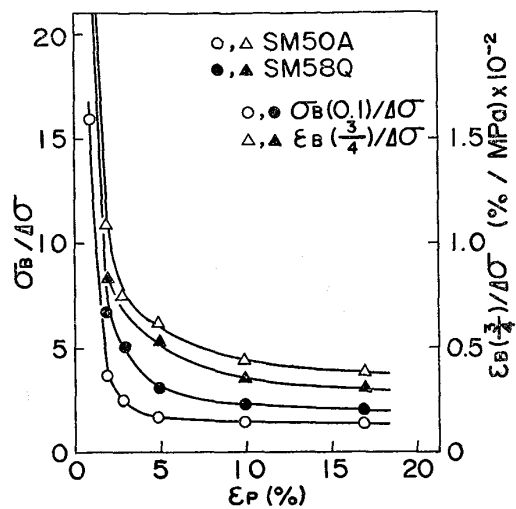


Fig. 5. Relation between pre-strain (ϵ_p) and Bauschinger stress (σ_B) and strain (ϵ_B) normalized by the amount of strain hardening ($\Delta\sigma$).

大きくなり、5~10%で飽和の傾向を示す。

一方、正、逆降伏応力の比 $|\sigma_R/\sigma_F|$ は、約2~3%ですでに飽和に達している。もともとバウシinger効果は加工硬化にともなう生ずるものであるから、 σ_B および ϵ_B と加工硬化量 $\Delta\sigma$ の比で表わすとその傾向がよりはつきりする。これを示したのがFig. 5である。図から明らかなように、予ひずみが約2%でそれらの比、すなわち、バウシinger効果に寄与する加工硬化量は急に減少し、それ以上の予ひずみではほぼ一定の値に達している。

Fig. 6は逆方向の降伏応力の定義の違いによるバウシ

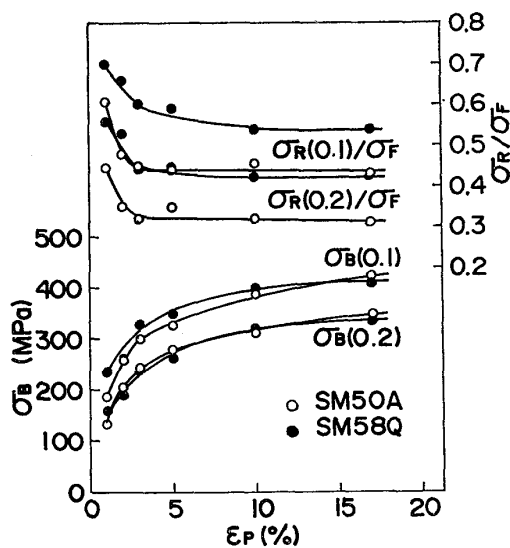


Fig. 6. Comparison of the Bauschinger effect defined by two different off-set strains in reverse direction. 0.1 and 0.2 indicate 0.1% and 0.2% proof stress at reverse stressing.

inger効果の表示値を比較したもので、両材とも、いずれの定義でも降伏応力等の傾向に差異はなかった。

ここで、2つの材料のバウシinger効果の比較をしてみると、これまでに示した結果から、 σ_B は両材の間に大差ないが、SM58Qの方が $|\sigma_R/\sigma_F|$ の値が大きく、また、 ϵ_B の値は小さいことから、バウシinger効果はSM50Aの方が大きいといえる。

3.4 バウシinger効果におよぼす低温焼鈍の影響

Fig. 7は5%予ひずみ材を各温度で1h保持した後の応力とひずみの関係を示したもので、実線で引張りを、破線で圧縮変形を示してある。ただし、常温については先の3.2の結果を示したものである。正方向についてみると、SM50Aでは焼鈍温度175°Cで降伏点が現われ、250°Cになると降伏のびも生じて降伏が明瞭に生ず

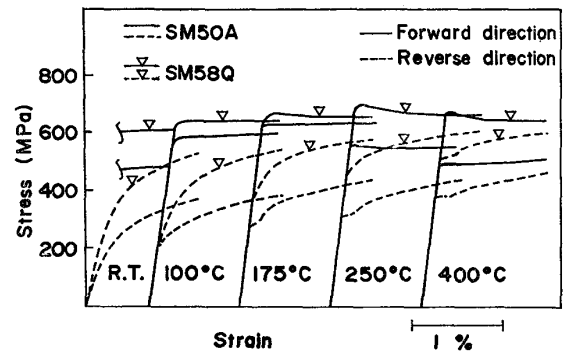


Fig. 7. Effect of annealing temperature on the stress-strain behaviours of 5% pre-strained materials.

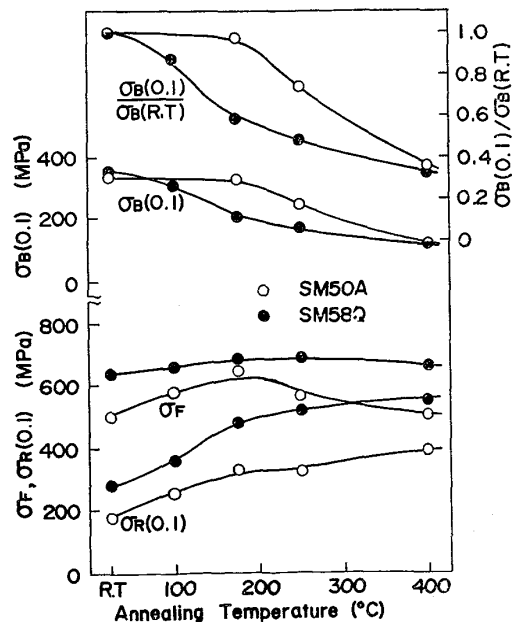


Fig. 8. Effect of annealing temperature on the Bauschinger effect of 5% pre-strained materials.

るようになり、また、SM58Q においてもそれが 175°C で生じはじめ、250°C 以上で明瞭な降伏が現われてくる。逆方向については、SM50A では 175°C ですでに降伏のびがわずかに認められはじめ、それ以上の温度ではより明確に現われてくる。一方、SM58Q では 400°C でやつと逆方向の降伏のびが認められる程度である。この結果から、正、逆降伏応力とバウシinger 応力を焼鈍温度で整理したのが Fig. 8 であり、降伏応力について見ると、正方向の降伏応力 σ_F は焼鈍温度を上げると増すが、SM50A では約 200°C、SM58Q では約 250°C で最大値をとり、以後徐々に減少している。一方、逆方向の降伏応力 σ_R は両材とも焼鈍温度とともに増加している。このような焼鈍温度の変化に対する降伏応力等の変化の挙動は、これが焼鈍による温度効果によるものばかりではなく、同時にひずみ時効の影響を受けていることを示しているものである。さらに、逆方向の降伏応力の焼鈍温度の上昇に対する増分は、正方向のそれよりも大きく、したがって、両者の差であるバウシinger 応力 σ_B は温度とともに低下し、バウシinger 効果が焼鈍による回復過程で減少するという一般的な結果が得られた。これはまた、焼鈍後の σ_B を室温での σ_B ($R. T$) で規格化した $\sigma_B/\sigma_B (R. T)$ の焼鈍温度による変化を見るとより明らかであり、温度の効果とひずみ時効の効果があいまって、バウシinger 効果が低温焼鈍によつて大きく減少することが理解される。

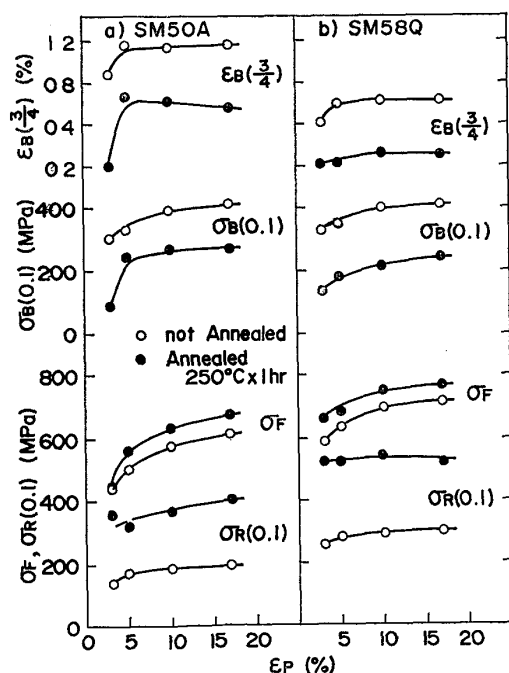


Fig. 9. Variation of the Bauschinger effect under annealed 1 h at 250°C in various pre-strained materials.

つぎに、Fig. 9 は、各予ひずみ材を温度 250°C で 1h 焼鈍した後の正、逆降伏応力ならびにバウシinger 応力、ひずみを、焼鈍しない場合のそれらと比較したものである。2つの材料とも、焼鈍によつて σ_F , σ_R は相対的に増加し、また、 σ_B , ϵ_B も相対的に減少しているだけで、焼鈍の効果は特に予ひずみの大きさと相関して現われるものではないと思われる。

回復によるバウシinger 効果の減少について2つの材料を比較してみると、Fig. 8 より SM58Q の方が低い焼鈍温度範囲での回復率が大きく、たとえば、250°C、1h の焼鈍で SM58Q の σ_B は焼鈍前の値の約 50% に回復しているのに対し、SM50A のそれは約 70% である。また、Fig. 9 の結果より、 σ_B , σ_R の減少量は SM58Q の方が大きい、 σ_F と ϵ_B については減少量にほとんど差はないといえる。

4. 検 討

4.1 バウシinger 応力と予ひずみの関係について

KISHI and GOKYU¹²⁾は各種炭素鋼、Cu, α -Brass, Ti, Zr, Mg などについて振り試験を、また、KISHI and TANABE¹³⁾は Cu, Al, Al-Mg について引張り圧縮試験を行なった結果より、多くの金属に共通に成立する関係として、予ひずみとバウシinger 応力の間につぎのような関係式を見出している。すなわち、振り試験の場合には、

$$\tau_B = \tau_F - |\tau_R| = k \cdot \gamma_P^m \quad \dots\dots\dots (3)$$

と、また引張り圧縮試験の場合には、

$$\sigma_B = \sigma_F - |\sigma_R| = k' \cdot \epsilon_P^{m'} \quad \dots\dots\dots (4)$$

なる関係で表わすことができるとしている。ここで、 τ_B , τ_F , τ_R はそれぞれ引張り圧縮試験における σ_B , σ_F , σ_R に対応するものであり、 γ_P は予ひずみ ϵ_P に対応するものである。また、ここで、 k , k' および m , m' は材料およびその組織によつて支配される材料に固有の定数であり、 m , m' はバウシinger 効果指数、 k , k' はバウシinger 効果定数と名づけられている。そして、KISHI ら¹²⁾¹³⁾はさらに、この関係式を拡張して、下記のような多軸応力下でバウシinger 効果を含む kinematical hardening の降伏条件式を提案している。

$$f = \sigma'_{ij} \cdot \sigma'_{ij} - 2k (2\epsilon'_{ij} \cdot \epsilon'_{ij})^{m-1/2} \sigma'_{ij} \cdot \epsilon'_{ij} \quad \dots\dots\dots (5)$$

ここで、 f は塑性ポテンシャル、 σ'_{ij} , ϵ'_{ij} はそれぞれ偏差応力テンソル、ひずみテンソルを表わす。

GUPTA and KODALI¹⁴⁾は、中炭素鋼、軟鋼、V, Al-Cu 合金などについて引張り圧縮試験を行なった結果から、バウシinger 効果と予ひずみとの間の関係を先の KISHI らの関係式と比較しながら、 m , k を材料に固有

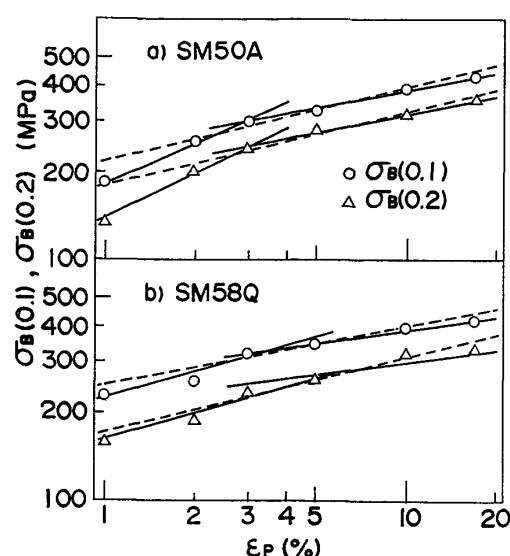


Fig. 10. Experimental variation of $\log \sigma_B$ with $\log \varepsilon_P$.

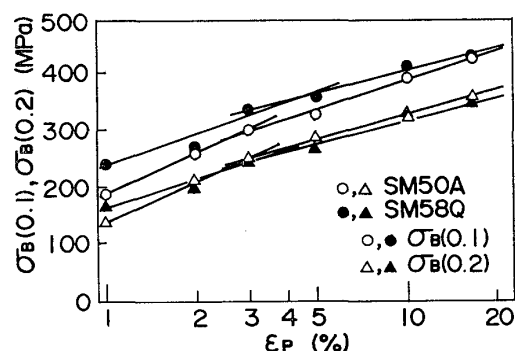


Fig. 11. Experimental variation of σ_B with $\log \varepsilon_P$.

な定数とにおいて、

$$\sigma_B = m \log \varepsilon_P + k \quad \dots\dots\dots (6)$$

なる表示式を提案している。

本研究で得られた結果をこれら提案された関係で整理したのが Fig. 10 と Fig. 11 であり、2つの降伏応力 $\sigma_R(0.1)$, $\sigma_R(0.2)$ の定義のしかたでそれぞれ示してある。両図のように座標をとつて式 (4), (6) を表わすと、いずれも予ひずみとバウシinger応力は直線関係を

示すわけであるが、式 (4) について実験結果で近似した直線が Fig. 10 の破線であり、このように1本の直線で表わすには多少難がある。いずれの表示法においても両材料とも予ひずみの2~3%を境にして2本の直線で分けられるような関係となり、 m' または m と k' または k の値を2つ有するようになる。このことは $\sigma_B(0.1)$, $\sigma_B(0.2)$ といずれの降伏応力の定義のしかたをとつても、これらの直線はほぼ平行であるから変らない。実験結果から得られたこれらの定数の値は Table 2 のとおりである。また、阿部ら¹⁶⁾は、異なる硬化率をもつ結晶粒からなる多結晶体のバウシinger効果について解析を行ない、その結果からも、近似的に式 (4) が導かれたことを報告している。

以上の結果より式 (4), (6) の関係式を比較するならば、いずれの関係式を用いても2組の m' , k' あるいは m , k の値を考慮することによつて予ひずみの広い範囲にわたり、バウシinger応力の推定は可能であり、この2つの関係式を単軸応力下の結果のみから優劣を判定するのは難しい。しかしながら、KISHI らの関係式は式 (5) に示すごとく、それを多軸応力下の降伏応力を示す kinematical hardening の降伏条件式に直ちに拡張できるものであり、GUPTA らの単なるバウシinger応力の表示式と比較して、kinematical hardening の降伏条件式の境界条件を与える関係式としてはより有効であると結論できる。また、Fig. 10 に見るごとく、ひずみ2~3%を境にして2つの直線近似のほうがよりバウシinger応力を正確に表わしはしているが、破線のような近似もそれほど大きな誤差を含むとは考えられず、Table 2 の一列目に示した値で代表される式 (3) および (4) は、これらの鉄鋼材料においても、広い予ひずみ領域においてバウシinger効果をよく表示する関係式といえることができる。つぎに、上記の2つの表示法とは少し趣を異にするが、JAMIESON and HOOD¹⁵⁾は C と Mn の含有量の違った数種の高張力鋼について、予ひずみを0~5%の範囲でバウシinger効果(ここでは、Bauschinger

Table 2. Values of coefficient of equation (4) and (6) in tension-compression test.

CODE	σ_B	1%~17%		$\varepsilon_P < 3\%$		$\varepsilon_P > 3\%$		$\varepsilon_P < 3\%$		$\varepsilon_P > 3\%$	
		m'	k'	m'	k'	m'	k'	m	k	m	k
SM58Q	0.1	0.20	250	0.27	232	0.16	275	183	230	127	268
	0.2	0.26	171	0.31	162	0.17	203	160	159	126	180
SM50A	0.1	0.24	223	0.46	185	0.19	245	234	186	169	218
	0.2	0.24	183	0.48	143	0.20	197	234	132	142	176
$\sigma_B = k' \varepsilon_P^{m'}$								$\sigma_B = m \log \varepsilon_P + k$			

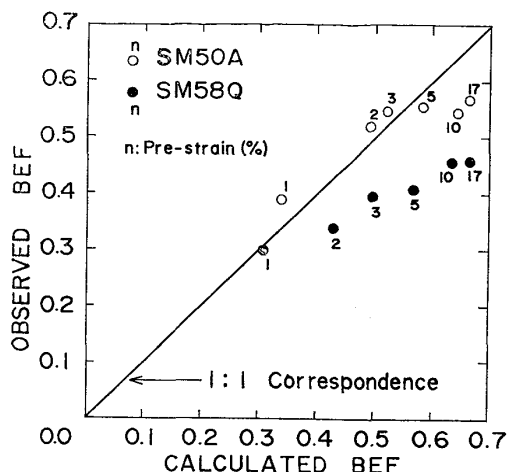


Fig. 12. Plot of observed BEF vs calculated BEF on the basis of equation (7).

effect factor, BEF, をバウシinger応力, τ_B , と予変形応力, τ_F , の比で定義し, 予ひずみは除荷時のひずみをもつて定義している)を測定し, バウシinger効果は予ひずみとともに大きくなり, また, C と Mn の含有量によつて支配されることを説明し, これらの相関を求めて BEF と予ひずみ, γ_P , との間に

$$BEF \equiv \frac{\tau_B}{\tau_F} = \frac{\gamma_P}{a + b\gamma_P} \quad \dots\dots\dots (7)$$

$$a = 3.69 - 8.77(\%C) - 0.54(\%Mn)$$

$$b = 1.4$$

なる関係があるとしている. ここで定数 a を C と Mn の含有量で特に関連づけて, その値を実験の結果から求めているのが特徴である. 本研究の結果から求めた BEF と式 (7) で計算した BEF をプロットしたのが Fig. 12 である. これを見ると, SM50A の 1~5% の予ひずみについては比較的よく一致しているが, SM58Q についてはよく成立つとはいえない. この 2 つの材料の C, Mn やその他の元素の含有量は JAMIESON らの扱った鋼材とほとんど同程度であるが, 実験結果と十分な一致が得られないのは, この関係式が小さな予ひずみに制限されていることに起因するものと思われる.

以上, 現在までに提案されているバウシinger応力と

予ひずみの 3 つの関係について検討したが, kinematic hardening の降伏条件式に拡張できるという一般性を考慮することにもより, KISHI らの関係式の妥当性が認められるものと結論できる.

4.2 バウシinger効果の回復について

回復温度領域での低温焼鈍によつてバウシinger効果が減少するのは, 先の 3.2 で見たように, 焼鈍後の降伏現象の挙動から, 明らかにひずみ時効の効果がその原因の一つに考えられる. また, 焼鈍温度を上昇したとき, 正方向の降伏応力の増分にくらべて, 逆方向の降伏応力のそれが大きいのは, 温度の効果によつて点欠陥の消滅や, 逆方向に動きやすい転位の再配列, 消滅などが生ずるため, これらがバウシinger効果の回復する原因ともなっていると考えられる.

ひずみ時効は一般に, 低炭素鋼に固溶している元素のうち, 主として C, N が拡散して転位に集積し, これを強く拘束するため, 降伏現象に変化をもたらす C, N の拡散支配の現象と考えられる. そこで, バウシinger効果の回復を, このひずみ時効における活性化エネルギーの概念で検討し, それがどのような活性化支配か, バウシinger効果の変化から回復の活性化エネルギーを推定してみた.

5% の引張り予変形を加えた試験片を常温で時効させた後, 圧縮試験を行ない, 逆方向の降伏応力を測定した. こうして得られた逆方向降伏応力を, Fig. 8 に示した 1 時間の低温焼鈍による降伏応力の変化と対応させ, 同じ大きさの逆方向降伏応力を与える焼鈍温度を求めた. 常温時効の条件, 時効後の逆方向降伏応力と, それに対応する 1 h の焼鈍温度は Table 3 のとうりである. そして, これらの対応する時間, 温度をもつて, 一定の値の内部構造変化を生ぜしめる時効時間 t と温度 T との関係

$$\frac{1}{t} \propto \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \quad \dots\dots\dots (8)$$

ここで, Q は活性化エネルギー, R はガス定数, を用いて, 逆方向降伏現象の活性化エネルギーを求めた結果,

Table 3. Activation energy in recovery of reverse yield stress.

Aging						Activation energy (cal/mol)
Time (h)	Temp. (°C)	Reverse yield stress (MPa)		Time (h)	Temp. (°C)	
720	23	$\sigma_R(0.1)$	245	1	95	20 000
		$\sigma_R(0.2)$	267	1	95	20 000
1 680	23	$\sigma_R(0.1)$	286	1	120	18 000
		$\sigma_R(0.2)$	315	1	120	18 000

Table 3 にあわせて記したように、約 18 000~20 000 cal/mol の値が得られた。

一方、ひずみ時効による正方向の降伏現象の変化は、よく知られているように、C または N の拡散支配によるものとされ、その拡散の活性化エネルギーとして、同じく 18 000~20 000 cal/mol が与えられている。したがって、この正方向の降伏現象の変化と、先の逆方向の降伏現象の変化とをあわせて考察すると、バウシinger効果の回復の活性化エネルギーとして約 18 000~20 000 cal/mol なる値が推定でき、この温度領域におけるバウシinger効果の回復は、C、N による拡散支配、すなわち、これら固溶原子と転位の相互作用による時効現象によるものと考えられる。

4.3 バウシinger効果に寄与する逆応力成分

これまでバウシinger効果と予ひずみとの関係を、バウシinger応力、バウシingerひずみ、そして、それらの加工硬化量の比など測定された力学的性質にのみ注目して考察し、さらに、それらの低温焼鈍による減少について検討を加えてきた。

ここでは、変形方向に依存する応力成分と依存しない成分を分類する意味で、加工硬化にともなうバウシinger効果を支配する変形抵抗に占める逆応力について考察し、若干内部機構に立入った考察を進めてみる。

純金属に関しては HIRSCH¹⁷⁾ らにより、また、分散硬化合金に関しては MOAN⁷⁾、MORI¹³⁾ らにより、単軸変形における変形抵抗はつぎのような関係で表示されている。

$$\sigma_F = \sigma_0 + \sigma_{for} + \sigma_b \quad \dots\dots\dots (9)$$

ここで、 σ_{for} は林転位応力 (forest stress)、 σ_b は長範囲 (long range) な逆応力 (back stress) であり、いずれも加工硬化成分となるものであり、 $\sigma_{for} + \sigma_b$ を内部応力 (internal stress) と呼ぶこともできる。また、 σ_0 は純金属では摩擦応力 (frictional stress)、また、分散硬化合金では降伏応力と考えられる Orowan stress である。すなわち、式 (9) は応力負荷方向に無関係な変形抵抗成分 σ_0 、 σ_{for} と、逆方向変形に対して driving force となる成分 σ_b からなる関係である²⁾。したがって、逆方向の降伏応力 σ_R はつぎのように表わすことができる。

$$\sigma_R = \sigma_0 + \sigma_{for} - \sigma_b \quad \dots\dots\dots (10)$$

ゆえに、逆応力は式 (9) および (10) より、

$$\sigma_b = \frac{1}{2}(\sigma_F - \sigma_R) \quad \dots\dots\dots (11)$$

として与えられる。したがって、 σ_R が定められると、式 (11) によつて平均逆応力の値を求めることができる。

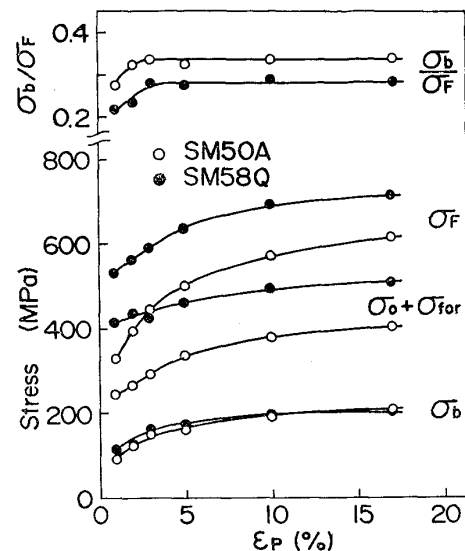


Fig. 13. Relation between pre-strain (ϵ_p) and back stress (σ_b).

物理的に意味のある逆方向の降伏応力 σ_R は、逆方向の応力-ひずみ関係は Fig. 3 に示されているように、なだらかな曲線であるので、この応力-ひずみ関係のみから直接求めることは難しい。著者ら⁸⁾²⁰⁾ は既に、アコースティック・エミッションの測定により、逆方向の降伏が不均一に生じていること、および、その結果の解析により、内部構造的に意味のある平均逆応力の求め方の提案をしている。それゆえ、 σ_R として 0.1% 耐力、0.2% 耐力等を用いて求めた逆応力の値は、上述のそれぞれの意味をもつ値にはならない。しかしながら、実際に材料を使用する立場に立つた場合、0.1% 耐力等は工学的に意味を有する値であるので、その値を用いて σ_b の概要を知ることが重要と考えられる。

平均逆応力 σ_b は、その定義によりこれまでに得られたバウシinger応力 σ_B の 1/2 として与えられる。こうして求めた平均逆応力と予ひずみの関係を示したのが Fig. 13 である。 σ_b は小さい予ひずみの領域では、ひずみとともに増加しているが、5% の予ひずみくらいからその増加はゆるやかになつていく。一方、 σ_b と変形応力 σ_F との比は、2、3% の予ひずみ以上では、ほとんど予ひずみに無関係となり、SM50A で 34%、SM58Q では 28% の値となつていく。これは、加工硬化が進み、変形が試験片内ではほぼ一様に進展し、 σ_b と $\sigma_0 + \sigma_{for}$ がほぼ一定の値に近づいたことを意味し、均一な内部構造に近づいたためと考えられ、先の 3.3 の Fig. 5 について考察した結果と一致している。

4.4 母材の降伏応力との比較

——設計上問題になるバウシinger効果の寄与

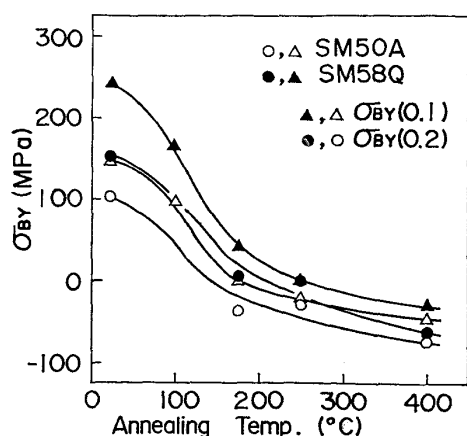


Fig. 14. Effect of low temperature annealing on the yield stress drop, $\sigma_{BY} = \sigma_Y - |\sigma_R|$.

バウシinger効果は材料に予変形を加えた後の正、逆降伏応力の大きさや、その差のバウシinger応力をもつて考察するのが本質的な取り扱いである。しかし、構造物設計の実際面では、母材の降伏応力 σ_Y で設計基準をとり、構造物の許容応力を決定するのが一般的である。したがって、設計上、バウシinger効果の寄与する程度、かつ、ひずみ時効によるバウシinger効果の減少の割合は、 σ_Y を基準にとつたバウシinger応力 σ_{BY} で考察するのが実用的な場合もある。そこで、 σ_Y を基準にとつた σ_{BY} と、低温焼鈍との関係を Fig. 14 に示す。このようにバウシinger効果を考察し、その焼鈍による減少についてみると、温度の低い範囲で急速に減少している。

5. 結 論

溶接構造用圧延鋼板の SM50A, SM58Q のバウシinger効果を、引張り圧縮応力下で予ひずみを引張りとして試験し、バウシinger効果に及ぼす予ひずみの影響、ならびに、低温焼鈍によるバウシinger効果の減少を測定した。さらに、その結果をもつて、バウシinger効果に関する諸問題について検討を行なった。得られた結果はつぎのとおりである。

(1) 予ひずみの変化とバウシinger効果について

(a) 予ひずみが増すと、バウシinger応力ならびにひずみ、すなわち、見かけ上のバウシinger効果は増すが、予ひずみ 5~10% でほぼ飽和の傾向を示す。

(b) しかし、これらを加工硬化量の比、すなわち、実質的なバウシinger効果の大小として考えると、それらは予ひずみが約 2% までの間に急速に減少し、それ以上の予ひずみでは一定の値に近づく。

(c) 両供試材とも、予ひずみの変化に対するバウシ

inger効果の変化は同様の傾向を示したが、SM50A のほうがバウシinger効果は大きい。

(2) バウシinger応力と予ひずみの関係について

現在までに提案されているバウシinger応力と予ひずみの3つの関係で実験結果を整理し、検討を行なった結果は、

(a) JAMIESON らの関係、式 (7)、にくらべ KISHI ら、式 (4)、と GUPTA ら、式 (6) の関係式のほうがより一般的で、多くの金属や広い予ひずみ領域においてよく成立するといえる。

(b) さらに、式 (4) と式 (6) を比較するならば、式 (6) は単なるバウシinger応力と予ひずみとの関係を与える表示式にとどまるものと思われるのに対し、多軸応力下での kinematical hardening の降伏条件式に直ちに拡張できる KISHI らの関係式、式 (3)、(4)、すなわち、

$$\tau_B = k \gamma_P^m, \quad \sigma_B = k' \epsilon_P^{m'}$$

なる関係が、より有効なバウシinger応力と予ひずみとの関係式であると結論できる。

(3) 回復によるバウシinger効果の減少について

(a) バウシinger効果は、低温焼鈍を行なうと、温度効果とひずみ時効効果によつて大きく減少することが認められたが、その減少量は、予ひずみの大きさにほとんど依存しない。

(b) 低温焼鈍によるバウシinger効果の減少の活性化エネルギーとして、約 18 000~20 000 cal/mol が得られた。このことより、この種の圧延鋼板のバウシinger効果の減少は、C, N の拡散支配によるひずみ時効現象の結果と考えられる。

(c) 供試材を比較してみると、バウシinger効果の減少は、SM58Q のほうが同一予ひずみ、同一焼鈍条件で大きく、また、低い温度範囲での減少率が大きい。

(d) 設計上の問題から、母材の降伏応力を基準にとつたバウシinger応力は、低い焼鈍温度範囲で急速に減少した。

(4) バウシinger効果に寄与する逆応力について

バウシinger効果を支配する変形抵抗中に占める逆応力の値を、逆方向の降伏応力として 0.1% 耐力を用いて求めると、

(a) 逆応力は、小さい予ひずみ領域では予ひずみとともに増加するが、以後増加はゆるやかとなる。

(b) 逆応力と変形応力の比は、2, 3% の予ひずみ以上ではほとんど予ひずみと無関係となり、SM50A で 0.35, SM58Q では 0.30 くらいとなる。

おわりに、本研究を遂行するにあたつてお世話になつ

た(株)横河橋梁製作所 鳥居邦夫工学博士, 日本大学生
産工学部 青木顕一郎教授に深く感謝するとともに, 日
本大学大学院生 小幡義彦君の協力に感謝いたします。

文 献

- 1) J. BAUSCHINGER: Mitt. Mech.-Tech. München, Heft 13 (1881), p. 1
- 2) 五弓勇雄, 岸 輝雄: 塑性と加工, 10 (1969), p. 863
- 3) T. HASEGAWA, Y. YAKOU, and S. KARASHIMA: Mat. Sci. Eng., 20 (1975), p. 267
- 4) H. MORI and H. FUJITA: J. Phys. Soc. Japan, 38 (1975), p. 1342
- 5) L. M. BROWN: Acta Met., 21 (1973), p. 879
- 6) K. TANAKA and T. MORI: Acta Met., 18 (1970), p. 931
- 7) G. MOAN, C. M. SARGENT, and J. D. EMBURY: Proc. 3rd Int. Conf. Strength of Metals and Alloys, (1973), p. 41
- 8) 岸 輝雄, 榊原安英, 小幡義彦, 堀内 良: 金属学会誌, 41 (1977), p. 890
- 9) 幡中憲治: 第 20 回材料強度と破壊国内総合シンポジウム論文集, (1975), p. 1
- 10) J. C. GROSSKREUTZ: Phys. Stat. Sol. (b), 47 (1971), p. 11
- 11) F. EDELMAN and D. C. DRUCKER: J. Franklin Inst., 251 (1951), p. 581
- 12) T. KISHI and I. GOKYU: Met. Trans., 4 (1973), p. 390
- 13) T. KISHI and T. TANABE: J. Mech. Phys. Solids, 21 (1973), p. 303
- 14) S. P. GUPTA and S. P. KODALI: Scripta Met., 10 (1976), p. 111
- 15) R. M. JAMIESON and J. E. HOOD: JISI, 209 (1971), p. 46
- 16) 阿部武治, 大西史博: 日本機械学会論文集, 43 (昭 52-4), p. 1210
- 17) P. B. HIRSCH: The Physics of Metals, 2 Defects, Cambridge Univ. Press, (1975), p. 189
- 18) T. MORI and K. NARITA: Acta Met., 23 (1975), p. 85
- 19) T. KISHI, H. TANAKA, R. HORIUCHI, Y. OBATA, and K. AOKI: Scripta Met., 9 (1975), p. 1023