

89~96.

2) W. PITTSCH u K. LÜCKE: Arch. Eisenhüttenw., (1956) 1, p. 45.

669, 146, 99-415, 669, 68%
~~686, 5, 620, 172, 22.~~

(120) 低炭素鋼板の降伏点伸びに関する検討

(ブリキの硬度およびフルーチング性に関する研究—Ⅲ)

東洋製鐵東洋鋼板綜合研究所

○周 藤 悦 郎

Study on the Yield-Point Elongation of Low-Carbon Steels.

(Study on the hardness and fluting sensitivity of tinplate—Ⅲ)

Etsuro SHUTO.

I. 緒 言

フルーチング性は降伏点伸びと密接な関係がある。時効後の降伏点伸びがスキンプラス圧下率を高くすると小さくなる原因について Hundy のマクロ残留応力説が一般に信ぜられているが、最近これに批判的な報文¹⁾が 2, 3 見受けられ、ミクロ残留応力の方が重要なことが力説されるようになった。しかし後者の概念もあまり明瞭でない。また歪過時効では降伏点伸びが減少することがある。これらのことを考慮にいれて降伏点伸びを支配する因子について検討した。

II. 試料および実験方法

Table 1 の化学分析値の 2 種の冷間圧延コイル (板

厚 0.24 mm) を用いて、Table 2 に記すように各種の熱処理条件で焼入および歪時効用試料を作成した。降伏点伸びの測定は 5 号試験片と川鉄式 SE 型精密伸び計によつた。引張速度は 10 mm/mn である。マクロ残留応力測定は桑原²⁾の方法によつた。Table 2 の処理を行つたのち、抗張力、下降伏点、降伏点伸びおよびロックウエル表面硬度を測定した。

III. 実験結果および考察

テスト No. 13, 15 の試料につき板厚方向の最大残留応力差と硬度、スキンプラス圧下率、降伏点伸びとの関係を Fig. 1 に示した。これより最大マクロ残留応力差はスキンプラス圧下率よりもむしろ硬度に支配され、また降伏点伸びとも関連がないことが判る。なお本図のたとえば sample No. 2 は Table 2 の test No. 2 の条件で焼鈍された試料であることを意味する。つぎに Fig. 2, 3 より (抗張力—下降伏点) と降伏点伸びとに相関がありそうなので、全試料につきスキンプラス圧下率別にプロットした結果が Fig. 4 である。本図より本実験の範囲内では N%, 焼鈍時効条件にかかはらず、降伏点伸びはスキンプラス圧下率と (抗張力—下降伏点, によつて 1~2 の例外を除けば ±1% の誤差内で決められることが明らかになつた。スキンプラス圧下率が高くなると曲線が下の方に移るので降伏点伸びが小さくなる。これは Fig. 5 のごとく最大荷重が同一線上にあるよう歪一応力線図をならべるときスキンプラス圧下率が高いほど曲線部は上部に移る。すなわち歪硬化係数が小さくなるためであろう。すなわち本図において (抗張力—降伏点) が決まると A—A 線と a, b, c 曲線との交点より各スキンプラス圧下率に対する降伏点伸びが求まることになる。このように降伏点伸びに対しては降伏点のみでなく抗張

Table 1. Chemical composition of samples (in wt%).

Marks	Steels	C	N	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	As	Sn	Si	sol. Al
A	Rimmed	0.06	0.0019~0.0025	0.46	0.012	0.029	0.10	0.038	0.042	0.022	0.016	0.01	0.000
B	Capped	0.09	0.0108	0.51	0.011	0.020	0.08	0.027	0.022	0.029	0.012	0.01	0.001

Table 2. Annealing and aging conditions of samples.

Test No.	Steel	Annealing and aging conditions.
1	A	650°C×6h batch annealing
2	A	No. 3+350°C×150 mn heating and slow cooling
3	A	680°C×2 m/mn continuous annealing
4	A	900°C× " " "
5	B	720°C× " " "
6	A	580°C×6h batch annealing
7	A	580°C×1h " "
8	A	450°C×0; 0.5; 1; 1.5; 5; 15; 100 mn shelf treatment with base cycle of 680°C×2 m/mn continuous annealing
9	A	600, 680, 710, 760 810, 880°C×4 m/mn continuous annealing
10	A	No. 9+350°C×60 mn heating and slow cooling
11	A	680°C×48 s soak and water quenching and then 10 ⁻¹ , 3×10 ⁻¹ , 10 ⁰ , 3×10 ⁰ , 10 ¹ 3×10 ¹ , 10 ² , 10 ³ mn aging at 150°C
12	A+B	No. 1~7+250°C×10 ³ mn heating and slow cooling
13	A+B	No. 1~5+1.2% skinpass and 25, 50, 100°C×180 day aging
14	A	No. 4+1.2% skinpass and 10 ⁻¹ , 10 ⁰ , 10 ¹ , 10 ² , 10 ³ mn aging at 250°C
15	A	No. 1~4+2.0% skinpass and 25, 50, 100°C×180 days aging

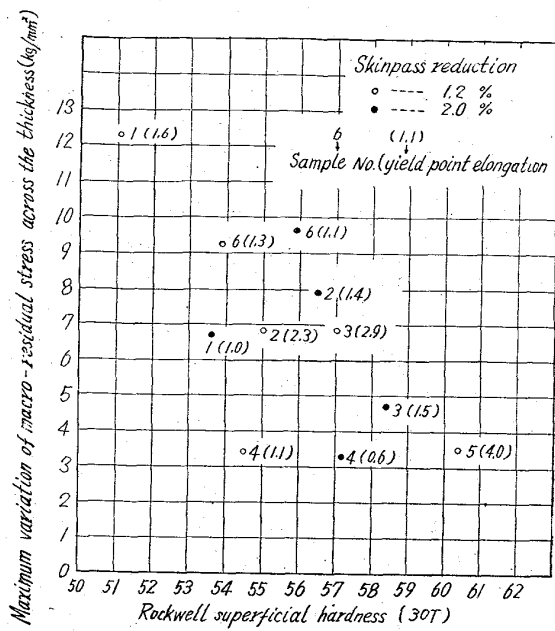


Fig. 1. Relation between the maximum variations of macroresidual stress across the thickness and Rockwell superficial hardness.

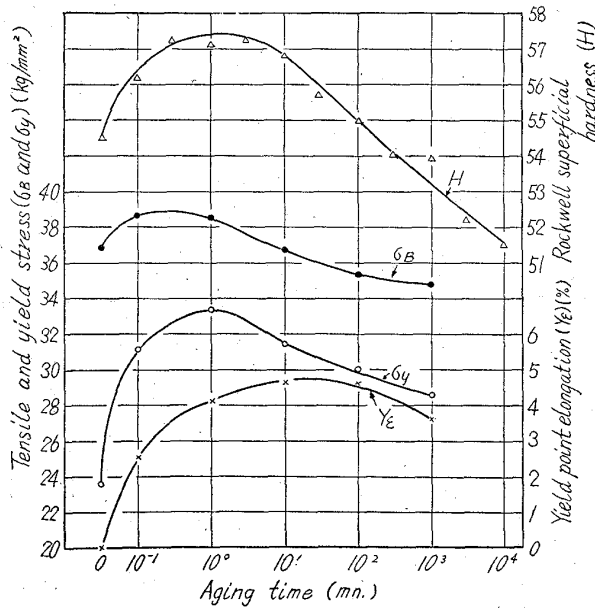


Fig. 2. Changes of tensile and yield stress, yield-point elongation and Rockwell superficial hardness during aging at 250°C in 1.2% skinpass-reduced samples continuous-annealed at 900°C by 2m/mn. (test No. 14)

力も重要な因子であることが判明した。一般に下降伏点 (σ_y) は次式で表わされる。

$$\sigma_y = \sigma_i + kd^{-1/2}$$

σ_i : 内部応力, すなわち自由転位の粒内での移動に対する抵抗

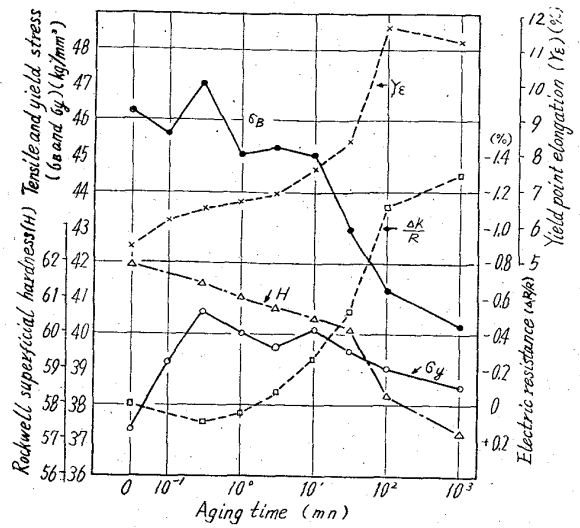


Fig. 3. Changes of tensile and yield stress, yield-point elongation, Rockwell superficial hardness and electric resistance during aging at 150°C in the 680°C × 48s solutionized and water-quenched sample. (test No. 11)

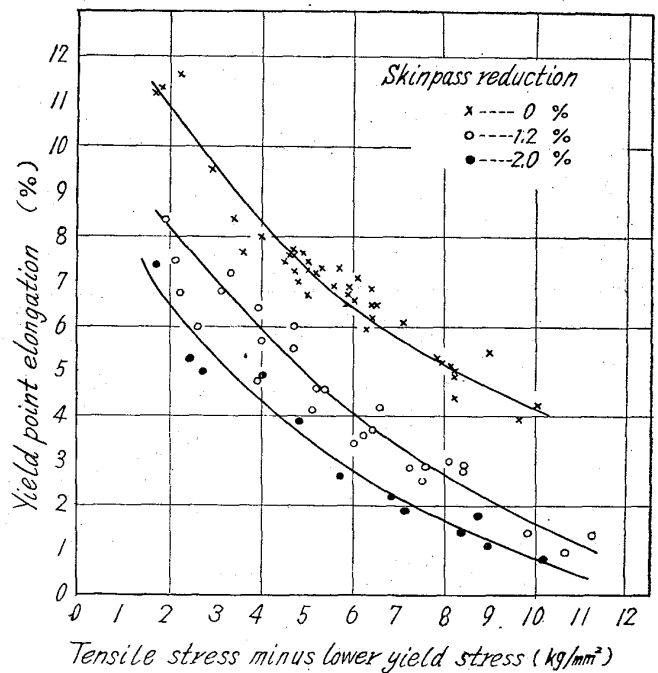


Fig. 4. Relation between the yield-point elongation and the difference of tensile and lower yield stress.

k : 転位を Cottrell 雰囲気より解放するに要する応力

d : 結晶粒半径

時効の場合 σ_i は溶質原子による格子歪 (s) と微細析出物間平均距離 (d) の函数である。従つて時効による下降伏点の変化 $\Delta\sigma_y$ は,

Table 3. Effect of the internal and unpinning stress on the tensile and yield stress and Rockwell superficial hardness.

	Lattice strain around solute atom, $f(\Delta s)$	Mean distance between precipitates, $f(\Delta d)$	Unpinning stress $f(\Delta k)$
Tensile stress ($\Delta\sigma_B$)	Large	Medium	Small
Yield stress ($\Delta\sigma_y$)	Medium	Medium	Large
Hardness (ΔH)	Medium	Large	Medium

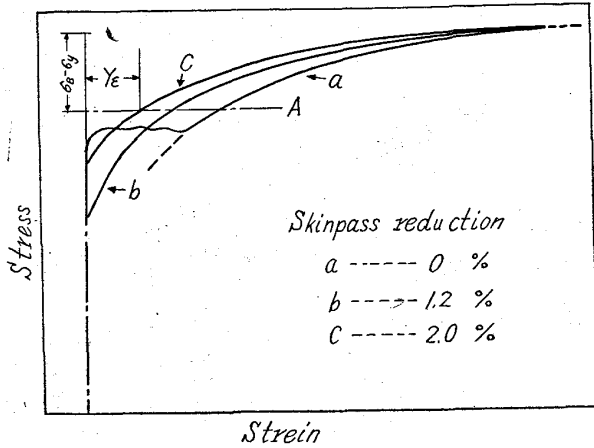


Fig. 5. Stress-strain curves of different skinpass rolled samples. Curves were shifted to the vertical direction to coincide at the maximum stress.

$\Delta\sigma_y = f_y(\Delta s) + f_y(\Delta d) + f_y(\Delta k)$
 で表わせる。抗張力、硬度に対しても同様の関係式が成立つと考えられるすなわち
 $\Delta\sigma_B = f_B(\Delta s) + f_B(\Delta d) + f_B(\Delta k)$
 $\Delta H = f_H(\Delta s) + f_H(\Delta d) + f_H(\Delta k)$
 $\Delta s, \Delta d, \Delta k$ の各機械的性質におよぼす度合は Table 3 のように異なると考えることによつて、その他の本実験範囲での現象を解釈することができる。

IV. 結 言

- i) スキンパス圧下率が高くなると時効後の降伏点伸びが小さくなるのは、マクロ残留応力よりもむしろ歪一応力線図において歪硬化係数が小さくなるためと考えられる。
- ii) 同一スキンパス圧下率の場合、降伏点伸びは(抗張力一降伏点)によつて決まる。従つて抗張力の時効による変化に影響する因子たとえば溶質原子による格子歪も降伏点伸びに影響する。
- iii) 時効による硬度変化は抗張力と降伏点の変化の中間過程をとる。

文 献

- 1) E. J. PALIWODA and I. I. BESSEU: Flat Round Products II, Interscience Publishers, 1960. p. 63.
- 2) 桑原, 岩本: 東洋鋼飯, 6 (1957) 1, 2, p. 23~30.

621, 1771, 231, 011
 (121) 薄板成形性におよぼす要因の
 2, 3 の調査

東洋鋼飯

63/2/
 矢野 巖・鈴木桂一・山本二郎

Some Investigations into the Factors which Control the Sheet-Metal Formability.

513~514
 Iwao YANO, Keiti SUZUKI and Jiro YAMAMOTO.

I. 緒 言

薄板のプレス成形形態は大別して絞り成形と張出し成形に分けられる。これらの成形形態と薄板の各種機械試験値との結びつけは、従来より種々試みられ発表されているが、筆者らの場合も絞り成形は異方性比が、また張出し成形は加工硬化係数が良い相関を示した。これらの関係を図示すれば Fig. 1 のごとくである。

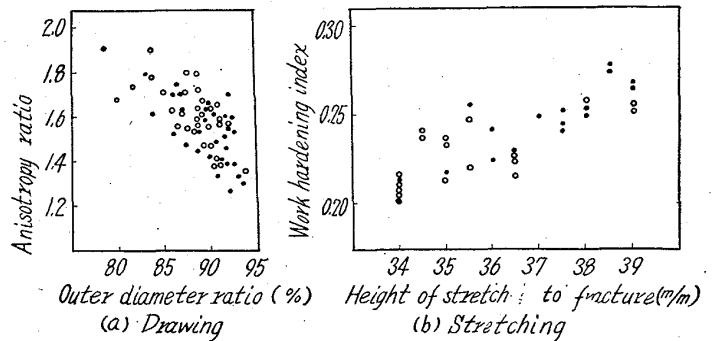


Fig. 1. Relations between mechanical properties and pressforming tests.

よつて薄板のプレス成形性を代表する機械試験項目として異方性比および加工硬化係数をとり上げ、これらと対応する 2, 3 の因子との関係を調査したので報告する。

II. 方 法

- 1) 調査鋼種は低炭素リムド鋼で、その化学成分は Table 1 に示す。
- 2) 上記鋼種を通常の生産ラインにて、SPC-1 程度の作業条件で 0.8mm の冷延鋼飯に仕上げ、これらの作業条件または化学成分と異方性比または加工硬化係数との対応を調べてみた。
- 3) 測定方法として異方性比、加工硬化係数は次式により求めた。

$$r = \log(w_0/w_{20}) / \log(t_0/t_{20})$$

r: 異方性比

w_0, w_{20} : 引張り前および 20% 引張り後の試験片の巾