

鋼管の引抜の研究*

岡本豊彦**

RESEARCH ON DRAWING OF STEEL TUBES

Toyohiko Okamoto

Synopsis:

The drawing stress and the plug stress of the tube drawing were studied.

At first, the particular drawing process was analysed, where the wall thickness of tubes was reduced, the internal diameter being kept constant, and then the general tube drawing process was investigated where the tube diameter and the wall thickness were also reduced. The latter case was assumed as a single plug drawing process under the back tension, induced by the drawing stress of initial sinking process.

But from the experimental results that the influence of the die angle on the drawing stress of thin wall tubes was smaller than that calculated from the above mentioned method, the author introduced the new "sec α type" term.

In case of sinking, other two additional terms were introduced, which were the functions of the die angle and the wall thickness.

In case of plug drawing, other 4 additional terms of the drawing stress were introduced, namely two terms for additional shear strain similar to sinking, the term for friction of die bearing and the term for resistance force from the plug which was introduced by the bending of metal flow at outlet of the die. The additional terms for the plug stress were the term for friction of die bearing and that of resistance force from the plug at outlet of the die.

I. 緒言

線引の場合の引抜応力の研究は内外に多数¹⁾あるが、管の場合にも最近方々²⁾で研究されてきた。然し plug drawing の場合の抽伸応力の研究、或いは特に plug に作用する力および応力の解析の研究は殆んどなく、更に管の引抜の場合の所謂補正項に関しては未だ研究が充分ではないと考え、著者は管の引抜の場合の実験をすると共に Sachs¹⁾等の線引の場合の計算方式を管の場合に適合する如く改良して、管の空引 (sinking) および芯金引 (plug drawing) の場合の抽伸応力 (引抜力/引抜後の管の断面積) および芯金応力 (芯金力/芯金の断面積) の計算式を考究した。更に補正項についてはダイス出口での材料の変形と応力の理論的考察から sec α 型式の補正項を導入した外に、ダイス角度と管の肉厚および加工度の函数である補正項を実験式として求めた。

記号

- σ_1 : 管の長手方向の応力
- σ_2 : 管の円周方向の応力
- σ_3 : 管の半径方向の応力
- k_{fp} : 平均変形抵抗
- k_{fk} : 空引部のみ平均変形抵抗
- k_{fp} : 肉取部のみ平均変形抵抗

- D_0 : 引抜前の管の外径
- D_1 : 引抜後の管の外径
- D_m : 引抜中の管の外径の平均
- t_0 : 引抜前の管の肉厚
- t_1 : 引抜後の管の肉厚
- t_m : 引抜中の管の肉厚の平均
- f_0 : 引抜前の管の断面積
- f_k : 空引部と肉取部の境界の断面積
- f_1 : 引抜後の管の断面積
- f_p : 芯金の断面積
- r_a : 管の内半径
- r_b : 管の外半径
- R : 管の平均半径
- α : ダイス角度 $\alpha' = \frac{1}{2} \alpha$ μ : 摩擦係数

II. 空引の場合の抽伸応力⁶⁾

直線型ダイスで空引する場合、ダイス面に垂直なる円錐面を主応力面の1つと仮定し、 k_f ³⁾ および μ は引抜中一定と見做し附加剪断歪の補正を考慮しない時は微分

* 昭和26年11月5日塑性加工専門講演会及び昭和28年10月鉄鋼協会講演大会にて発表

** 住友金属工業株式会社 鋼管製造所

方程式は次の通りである。

$$d(\sigma_1 t R) + \sigma_2 t dR(1 + \mu \cot \alpha) = 0 \dots\dots\dots (1)$$

$$d\sigma_1 + \left(\frac{dt}{t} + \frac{dR}{R}\right)\sigma_1 + \sigma_2 \left(\frac{dR}{R}\right)(1 + \mu \cot \alpha) = 0 \dots\dots\dots (2)$$

(1) 式は Hill²⁾ の式であり、(2) 式は Swift²⁾ の式を直線型ダイスに適用した場合である。肉厚の変化を無視すると次の (3) 式となり、その解は (4) 式である。

$$d(\sigma_1 f) + \sigma_2 df(1 + \mu \cot \alpha) = 0 \dots\dots\dots (3)$$

$$\frac{\sigma_1}{k_f} = C \left(1 + \frac{\tan \alpha}{\mu}\right) \left\{1 - \left(\frac{f_1}{f_0}\right)^\mu \cot \alpha\right\} \dots\dots\dots (4)$$

即ち空引の場合には (4) 式の如く肉厚の影響は無い。これは実験的にも立証³⁾される

III. 芯金引の場合の抽伸応力と芯金応力⁶⁾

本文中で完全な芯金引とは Fig. 1 a の様に内径は一定で肉厚のみを減ずる場合で、一般の芯金引とは Fig. 1 b の様に内外径と肉厚が何れも減ぜられる場合である。

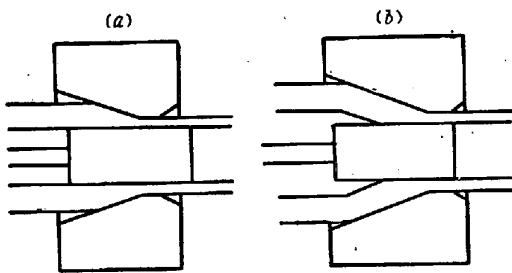


Fig. 1. Plug drawing process.

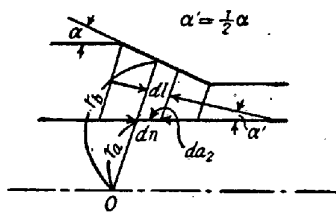


Fig. 2. Plug drawing process. (Inside dia of tubes remained constant)

(1) 完全な芯金引の抽伸応力

Fig. 2 の如く、軸線と α' をなす線に垂直なる円錐面を主応力面の 1 つと考え、 μ は内外面共に相等しく、かつ引抜中一定であると仮定し、 B および μ' を (5) 式の如く定めると (6) 式の微分方程式が得られる。

$$B = \mu' \cot \alpha' = \mu \left\{1 - \frac{t_m}{D_m} (1 + \tan^2 \alpha')\right\} \cot \alpha' \dots\dots\dots (5)$$

$$d(\sigma_1 f) + \sigma_2 df(1 + \mu' \cot \alpha') = 0 \dots\dots\dots (6)$$

(6) 式は型的には (3) 式と同じであり、解は (7) 式

$$\frac{\sigma_1}{k_f} = C \left(1 + \frac{1}{B}\right) \left\{1 - \left(\frac{f_1}{f_0}\right)^B\right\} \dots\dots\dots (7)$$

であるが、芯金引のときは (7) 式の B の中に管の肉厚の影響が入ってくる³⁾

(2) 完全な芯金引の芯金応力

Fig. 2 の如く、軸線上の点 O を中心として角 $d\theta$ を狭み、 dn の長さを有する管と芯金の微小接触面積 da_2 は (8) 式で、また $d\theta$ を狭む部分の断面積 f は (9) 式で与えられる。

$$da_2 = r_a \cdot d\theta \cdot dn = r_a \cdot d\theta \cdot \frac{1}{2} \frac{d r_n}{\sin \alpha'} \dots\dots\dots (8)$$

$$f = \frac{1}{2} d\theta (r_0^2 - r_a^2) \dots\dots\dots (9)$$

故に芯金力 (芯金の棒に掛る引張力) は (10) 式で計算される。

$$P = \mu \int_{f_1}^{f_0} \sigma_3 da_2 = \mu \frac{1}{2} \frac{d_m}{D_m} \cdot \frac{1}{\sin \alpha'} \cdot \int_{f_1}^{f_0} \sigma_3 df \\ = \mu \frac{1}{2} \frac{d_m}{D_m} \frac{1}{\sin \alpha'} \int_{f_1}^{f_0} (C k_f - \sigma_1) df \dots\dots\dots (10)$$

従つて芯金応力は次の (11) 式となる。

$$\sigma_p = \frac{1}{2} \frac{\mu}{\mu'} \frac{d_m}{D_m} \cdot \sec \alpha' \cdot C \cdot k_f \left\{1 - \left(\frac{f_1}{f_0}\right)^B\right\} \frac{f_1}{f_0} \dots\dots\dots (11)$$

(3) 一般の芯金引の抽伸応力と芯金応力

一般の芯金引の場合は空引と芯金引の組合せと見做す事ができるので、完全な芯金引の場合に空引部の抽伸応力に相当する back tension が作用したものと解

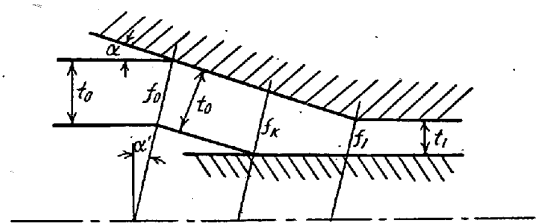


Fig. 3. Plug drawing process. (Both dia. and thickness were reduced)

く事ができる。Fig. 3 の如く空引部と肉取部の境界における断面積を f_b とし、更に正確のために空引部 (k_{fn}) と肉取部 (k_{fp}) の平均変形抵抗を区別し $C = 2/\sqrt{3}$ ⁶⁾ とすれば抽伸応力は末尾の (I a) および (I b) 式とな

る。此所で σ_k は back tension (空引部の抽伸応力) である。芯金応力は (10) 式の σ_1 に (Ia) 式を代入すればよく、末尾の (IIa) 式になる。

IV. 管の引抜の場合の補正項

線引の場合には附加剪断歪の補正項として、ダイス角度の函数である Körber-Eichinger¹⁾ または Siebel²⁾ の式の外 back tension と加工度の影響を入れた鈴木弘氏³⁾の式がある。

薄肉管の場合に Körber-Eichinger または Siebel の線引の場合と同様の方式で補正項を求める事ができるが、その結果は次の点で不満足である。

(i) 管の場合の補正項は線引の場合よりも一層大きい値となるが、その値は空引にも芯金引に対しても実験結果に照し余りに大き過ぎる。

(ii) 空引の場合の実験 (Fig. 4) でも判るよう³⁾⁶⁾に補正項はダイス角度のみでなく管の肉厚の影響を入れねばならない。

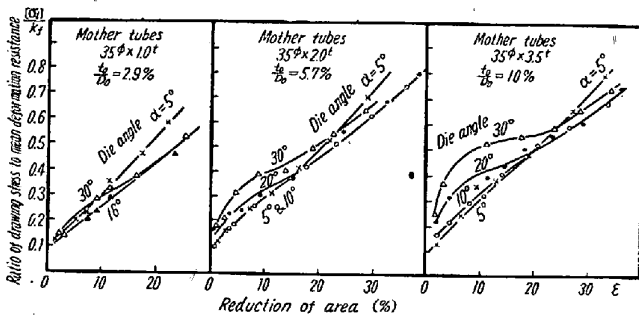


Fig. 4. Experimental results of drawing stress on sinking.

(iii) Fig. 4 で判る様に薄肉の場合は加工度の全範囲に亘り、また厚肉でも加工度の高い場合にはダイス角度 5° の場合の外 10~30° の範囲ではダイス角度の影響が殆んど認められないが、Körber-Eichinger 等の方式ではそれを説明できない。

V. 空引の場合の補正項

(1) sec α 型式の補正項 (ダイス出口の力と変形の考察

説明の便利のために空引で摩擦力を無視した場合を考察しよう⁸⁾ 引抜力を材料につき考えないで、ダイスに作用する力の合力につき考察すると Fig. 5a の通りである。ダイス入口とダイス中では Fig. 6a および Fig. 6b になることは容易に証明できるが、抽伸応力は降伏点に比べると相当に小さいので、塑性変形を生ずるため

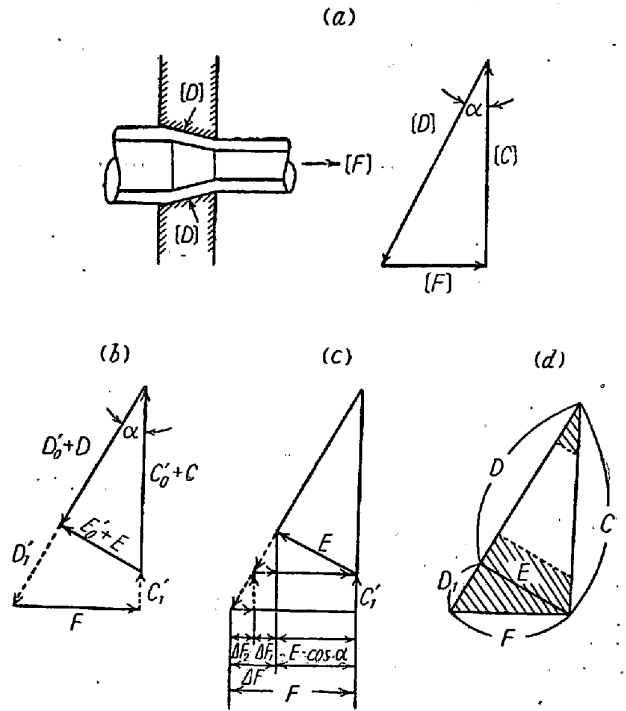


Fig. 5. Equilibrium diagram of force on sinking.

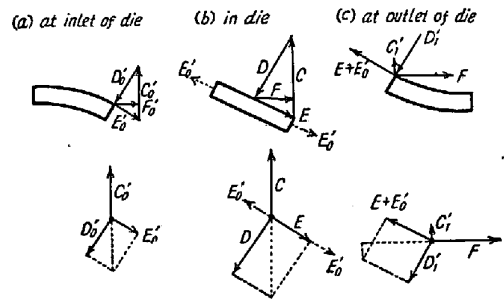


Fig. 6. Equilibrium diagram of force.

にはダイス出口でも円周方向の応力は圧縮⁹⁾ であるのでダイス出口の力の平衡は Fig. 6c となる。Fig. 6 の a, b, c を合成して Fig. 5a と比較したものは Fig. 5b である。図で上の小さい三角形はダイス出口までの材料に作用する力であり、下の四角形はダイス出口のそれである。Hill 等の空引の引抜力の計算式²⁾はダイス出口での管の変形は考慮せず引抜力 (F) はダイス面に沿う長手方向の力 (E) の分力に等しく $F = E \cos \alpha$ としているが、著者の場合は Fig. 5c の如く解析すれば、 $\Delta F = F - E \cos \alpha$ が引抜力の補正の全部であり、 C_1' はダイス穴径と管外径の差を生ぜしめる円周方向の圧縮力の合力を現わすので ΔF_1 はダイス出口の方向変化のみの補正であり、 ΔF_2 はダイス出口での外径の減少に対する補正となる。従つて (4) 式の f_0 および f_1 に引抜前後の実際の断面積を入れれば、出口での外径の減少は近似的には考慮した事になるので Fig. 5d の如く方向

変化の補正のみとなり $F = E \sec \alpha$ となる。故に Fig. 9c で $f_a = f_1$ とせば (12) 式となり、抽伸応力の補正項の一部を $\sec \alpha$ 型式で本体中に組み入れた事となる。

$$\sigma_1' = \sigma_1 \cdot \sec \alpha \dots\dots\dots (12)$$

正確には f_1 は f_a に等しくないが、その相異は次の実験式に一括して含めるものとする。(4) 式と (12) 式を試算したものは Fig. 7 であるが、Fig. 4 の実験値と比較して前記 IV の (iii) に述べた難点が解決された事が判る。

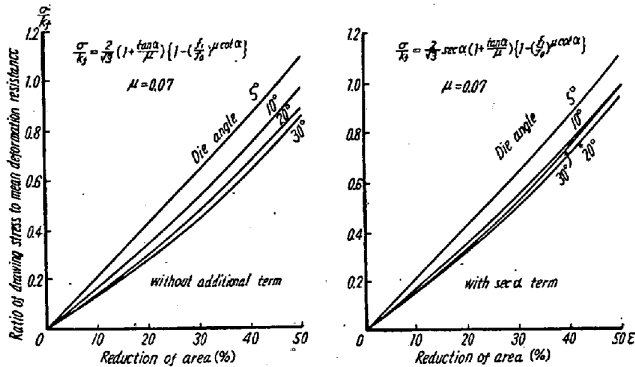


Fig. 7. Theoretical drawing stress on sinking.

(2) 空引の場合の附加剪断歪の補正実験式

薄肉管でダイス出入口で材料が剪断変形をする事なく bending のみで方向の変化を生じ、 $f_1 = f_a$ の場合は $\sec \alpha$ の補正のみで大体充分であるが、相当に肉厚が厚くなると bending と shearing の両方で方向の変化を生じ $f_1 < f_a$ となり、かつ管の変形が異常⁴⁾⁵⁾ となる事も有り Fig. 4 で判る様にダイス角度と管の肉厚および加工度の函数である補正項が $\sec \alpha$ の補正の外に必要である。次に若しダイス出口で材料が shearing のみで方向の変化を生ずるものと仮定すれば(空引の場合は実際にこの様になる事はないが¹⁰⁾) Fig. 9b の考察がそのまま成立し抽伸応力は (18) 式で与えられる。故に実際の場合は Fig. 8a の点線の如く (12) 式と (18) 式の間になり管の肉厚でその値は異なる。

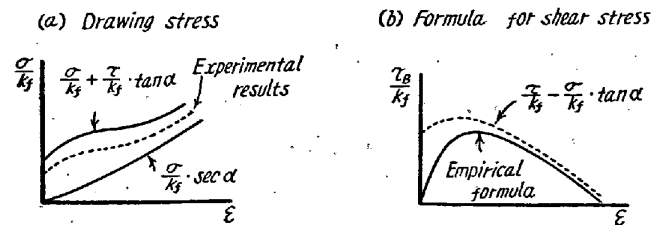


Fig. 8.

従つて著者は Fig. 8a の考察と実験値並びに鈴木弘氏¹⁾の線引の式 ($t/D = 50\%$) を参照して (13) 式を導いた。

$$\frac{\Delta \sigma_b'}{k_f} = (0.07 + 0.6) \frac{t}{D} \frac{\sigma_{s0}}{k_f} + 0.38 \left(\frac{t}{D} \right)^{0.7} \cdot \alpha \cdot \frac{\epsilon}{(\epsilon + 0.15)^3} \dots\dots\dots (13)$$

(13) 式の初項は加工度が極めて少ない場合にも σ_1' が 0 でない事を示す。

VI. 芯金引の抽伸応力と芯金応力の補正項

(1) 芯金引の場合のダイス平行部による補正項
空引の場合はダイス平行部の影響はないが³⁾⁴⁾、芯金引の抽伸応力と芯金応力につき平行部の影響を理論的および実験的に研究すると次の通りであつた。

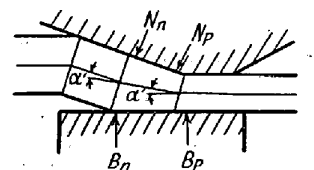
- (i) 谷口氏²⁾の研究の如くダイス平行部における材料と工具の間の垂直圧力の平均はダイステーパ部終りの垂直圧力の値よりも相当に低い。
- (ii) 理論的には加工度の大きな程抽伸応力が高いので垂直圧力が小さくなり、補正項も小となるはずであるが実験結果はむしろ逆であつた。

従つて平行部の圧力と摩擦係数の関係が充分明らかでないので、平行部の長さ (l_b) と平行部の肉厚 (t_1) の函数として次の通り抽伸応力に対しては (14) 式、芯金応力に対しては (15) 式を実験式として与えた。

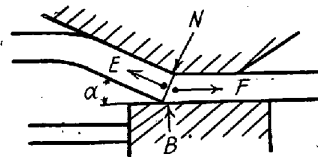
$$\frac{\Delta \sigma_f}{k_f} = \frac{1.2}{k_f} \cdot \frac{l_b}{t_1} \dots\dots\dots (14)$$

$$\frac{\Delta \sigma_{pf}}{k_f} = \frac{2t_1}{d_1} \cdot \frac{\Delta \sigma_f}{k_f} \dots\dots\dots (15)$$

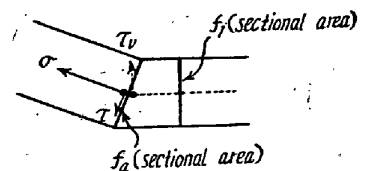
(2) ダイス出口で材料が芯金より受ける剪断応力



(a) Change of metal flow and reaction from plug



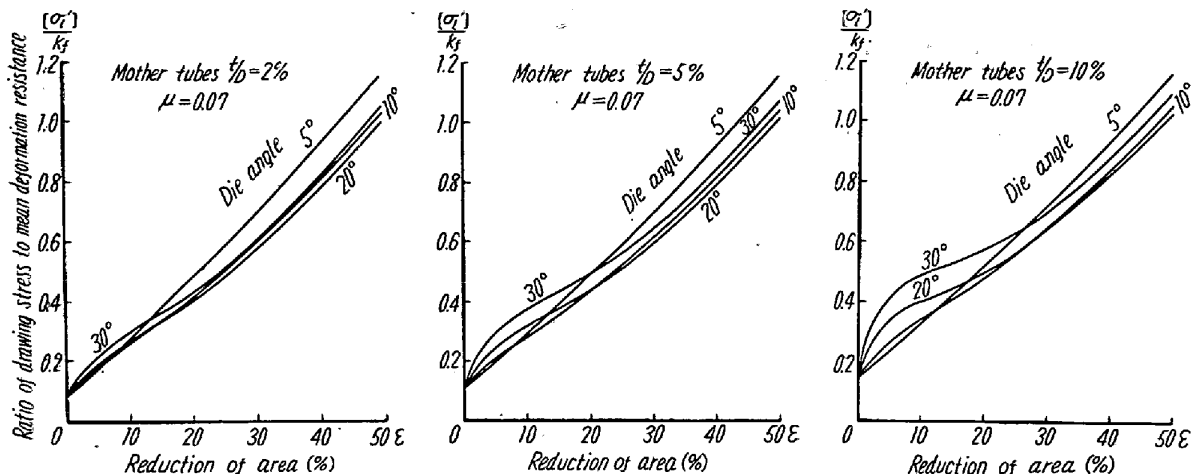
(b) Equilibrium of force at outlet of die



(c) Stress at outlet of die

Fig. 9. Force and stress on plug drawing.

芯金引の場合は Fig. 9a の如く、芯金より管の内面におよぼす反力 (B) およびダイス出口での反力 (N) のために生ずる剪断変形を伴つて材料の方向変化が強要



$$\frac{[\sigma_1']}{k_f} = \frac{\sigma'}{k_f} \cdot \sec \alpha + \left(0.07 + 0.6 \frac{t}{D}\right) \frac{\sigma_{s0}}{k_f} + 0.38 \left(\frac{t}{D}\right)^{0.7} \cdot \alpha \cdot \frac{\epsilon}{(\epsilon + 0.15)^3}$$

Fig. 10. The theoretical drawing stress on sinking.

され引抜後の管の外径はダイス穴径に等しい。まず簡単のために Fig. 9b の如く芯金はダイス出口で材料が外径の変化なしに方向の変化を生ずるためのみ役立つものとした場合につき考察する。Fig. 9c の如くダイス出口での肉厚の変化は (16) 式の通りであるが、この場合でも Fig. 5b の関係が成立するので次の (17) 式が得られる。

$$f_1 = f_a \cdot \cos \alpha \dots\dots\dots (16)$$

$$\left. \begin{aligned} N &= F \sin \alpha + B \cos \alpha \\ E &= F \cos \alpha - B \sin \alpha \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (17)$$

Fig. 9c の如く応力の記号を定めれば (16) および (17) 式より (18) および (19) 式が得られる。

$$\sigma_l = \sigma + \tau \cdot \tan \alpha \dots\dots\dots (18)$$

$$\tau_B = \tau - \sigma \cdot \tan \alpha \dots\dots\dots (19)$$

これより Vergleichs-Spannung $\sigma_\eta = \sqrt{\sigma^2 + 3\tau^2}$ を用いて σ_l および τ_B を解く事ができる。Fig. 9b の如き特別な場合でなく Fig. 9a の如き一般の場合には、 $\alpha' = \frac{1}{2}\alpha$ の方向変化が2回行われるので一層複雑であるが、計算値は(18)または(19)式と大差のない類似な結果が得られるので次の如き実験式の根拠としては(19)式で充分である。以上はダイス出口で α の方向変化が1回または α' の方向変化が2回有ると考えたのであるが、実際には加工度の非常に少ない場合には材料の方向変化は0に近いと考える方が適當である。従つてこの様な τ_B の値を正確に理論または実験的に求める事は困難であるので、前記程度の理論的考察より芯金応力の実験値を参照して Fig. 8b の如く τ_B の実験式として (Ic) 式を与えた。

(3) 芯金引の場合の附加剪断歪の補正項

抽伸応力についてはダイス出口での方向変化は α' であるので空引の場合と同様の考察により、 $\sec \alpha'$ の型式で補正項の一部を本体中に組み入れたる後、残部は空引の場合よりもやや大きい補正項とし更に τ_B に基因する補正を加えると次の(20)式となる。

$$\frac{\Delta \sigma_\eta}{k_f} = 0.06 \frac{\sigma_{s0}}{k_f} + \left(0.07 + 0.32 \frac{t}{D}\right) \cdot \alpha \cdot \frac{\epsilon}{(\epsilon + 0.15)^3} + \mu \frac{\tau_B}{k_f} \dots\dots\dots (20)$$

芯金応力については(21)式となる事は容易に証明される。

$$\frac{\Delta \sigma_{\eta B}}{k_f} = \mu \left(\frac{f_1}{f_p}\right) \frac{\tau_B}{k_f} \dots\dots\dots (21)$$

VII. 結 語

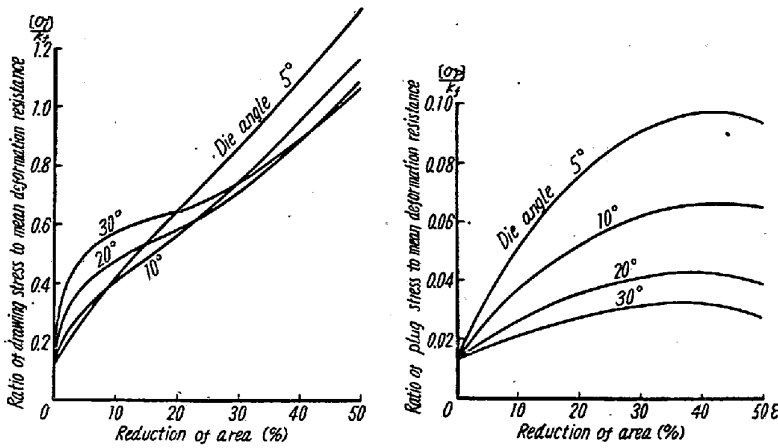
補正項を加算した計算式は結局次の如くである。

A. 空引の抽伸応力

$$\frac{[\sigma_1']}{k_f} = \frac{\sigma'}{k_f} \cdot \sec \alpha + \left(0.07 + 0.6 \frac{t}{D}\right) \frac{\sigma_{s0}}{k_f} + 0.38 \left(\frac{t}{D}\right)^{0.7} \cdot \alpha \cdot \frac{\epsilon}{(\epsilon + 0.15)^3} \dots\dots\dots (I)$$

$$\frac{\sigma'}{k_f} = \frac{2}{\sqrt{3}} \left(1 + \frac{\tan \alpha}{\mu}\right) \left\{1 - \left(\frac{f_1}{f_0}\right) \mu \cot \alpha\right\} \dots\dots\dots (Ia)$$

(I) 式を $t/D = 2\%, 5\%$ および 10% の場合につき $\mu = 0.07$ として試算したものは Fig. 10 であり Fig. 4 の実験値とよく一致する。



Drawing stress Eq. (I) Plug stress Eq. (II)
 Fig. 11. Theoretical drawing stress on plug drawing (with additional terms)
 t/D of before and after drawing are equal to 10%

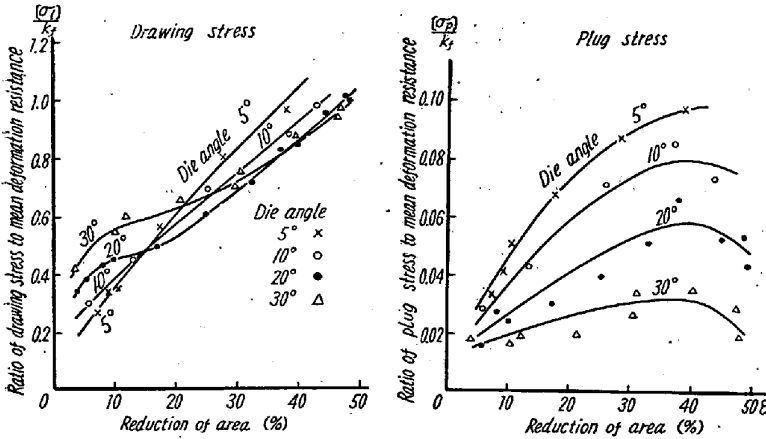


Fig. 12. Experimental results of drawing stress and plug stress on plug drawing (Mother tubes 35φ×3.5t)

B. 芯金引の抽伸応力

$$\frac{[\sigma_1]}{k_f} = \frac{\sigma}{k_f} \cdot \sec \alpha' + \frac{1.2l_b}{k_f t_1} + 0.06 \frac{\sigma_{s0}}{k_f} + (0.07 + 0.32 \frac{t}{D}) \cdot \alpha \cdot \frac{\epsilon}{(\epsilon + 0.15)^3} + \mu \frac{\tau_B}{k_f} \dots (I)$$

$$\left\{ \begin{aligned} \frac{\sigma}{k_f} &= \frac{2}{\sqrt{3}} \left(1 + \frac{1}{B} \right) \left\{ 1 - \left(\frac{f_1}{f_k} \right)^B \right\} \frac{k_{fp}}{k_f} + \frac{\sigma_k}{k_f} \left(\frac{f_1}{f_k} \right)^B \frac{k_{fk}}{k_f} \dots (II a) \end{aligned} \right.$$

$$\frac{\sigma_k}{k_f} = \frac{2}{\sqrt{3}} \left(1 + \frac{\tan \alpha}{\mu} \right) \left\{ 1 - \left(\frac{f_k}{f_0} \right) \mu \cot \alpha \right\} \dots (I b)$$

但し α はラジアン

$$\frac{\tau_B}{k_f} = (2.8 + \alpha)^{0.4+1.2\alpha} (0.6 - 0.2\alpha - \epsilon) \dots (I c)$$

$$B = \mu \left\{ 1 - \frac{t_m}{D_m} (1 + \tan^2 \alpha') \right\} \cdot \cot \alpha' \dots (I d)$$

C. 芯金引の芯金応力

$$\frac{[\sigma_p]}{k_f} = \frac{\sigma_p}{k_f} + \frac{2.4}{k_f} \cdot \frac{l_b}{d_1} + \mu \left(\frac{f_1}{f_p} \right) \frac{\tau_B}{k_f} \dots (II)$$

$$\frac{\sigma_p}{k_f} = \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{f_1}{f_p} \left[\frac{\mu}{\mu'} \frac{d_m}{D_m} \sec \alpha' \left\{ 1 - \left(\frac{f_1}{f_k} \right)^B \right\} \frac{k_{fp}}{k_f} - \frac{\mu \operatorname{cosec} \alpha'}{1+B} \frac{d_m}{D_m} \frac{\sigma_k}{k_f} \left\{ \left(\frac{f_k}{f_1} \right) - \left(\frac{f_1}{f_k} \right)^B \right\} \frac{k_{fk}}{k_f} \right] \dots (III a)$$

(I) および (II) 式を t/D=10% の場合につき μ=0.07 として試算したものは Fig. 11 であり、35φ×3.5t の軟鋼の芯金引の実験値 Fig. 12 と比較してよく一致している。

文 献

1) 線引の場合の引抜力計算式

- (i) Sachs: VDI Band 76 1932 No. 3 S. 49~54
- (ii) Körber-Eichinger: KWI Band 20 1940 S. 57~80
- (iii) Siebel: Stahl und Eisen 1947 S. 171~190
- (iv) 覚前, 小河: 日本機械学会論文集 vol 9 昭 18 No. 36 I-132~139 日本機械学会論文集, vol 11 昭 20 No. 41 I-31~39
- (v) 鈴木 弘: 生産技術研究所報告, vol 1 1950 No. 3 p. 73~118

- (vi) 中村, 高橋, 栗原, 三好: 機械試験所所報 vol 9 昭 30 No. 1 p. 36~46

2) 管の場合の引抜応力計算式

- (i) Hill: The mathematical theory of plasticity, Oxford Press 1950
- (ii) Swift: Journal of the Iron and Steel Institute vol. 170 (1952) Jan
- (iii) 谷口: 精機学会誌, XIX 1953 No. 8 p. 285~290
- (iv) 矢沢, 佐藤: 機械試験所報, vol 6 昭 27 No. 1 p. 21~25; vol 6 昭 27 No. 3 p. 105~108; vol 6 昭 27 No. 4 p. 157~160
- (v) 覚前, 小河: 日本機械学会論文集, vol 16 昭 25 No. 53 p. 112

- 3) 岡本豊彦: 住友金属, vol. 5 (1953) No. 2 p. 61~84
- 4) 岡本豊彦: 住友金属, vol. 6 (1954) No. 2 p. 85~102
- 5) 岡本豊彦: 住友金属, vol. 6 (1954) No. 3 p. 158~170
- 6) 岡本豊彦: 住友金属, vol. 7 (1955) No. 1 p. 1~6
- 7) 肉厚の変化の有るとき, (6) の文献の p. 7 及び, Hill の本の p. 271
- 8) 摩擦力の有るときは α の代わりに $\alpha + \rho$ を用う.
- 9) 岡本豊彦 “外圧と軸方向の引張応力を受ける管” 第2回圧延理論分科会 昭 30~9
- 10) 空引のときは Fig. 9 b の B の代りに若干外径が減少して Fig. 5 b の C_1' となる.
- 11) 著者の場合はテーパ付きのプラグにより $0.05 < \mu < 0.10$ であることを確認した.

13% Cr 鋼の機械的強度に及ぼす非金属介在物 および Mo の影響*

小野 健 二**・佐々木 良 一**

THE EFFECT OF NON-METALLIC INCLUSIONS AND Mo ON THE MECHANICAL STRENGTH OF 13% Cr STEEL

Kenji Ono Dr. Eng. and Ryoichi Sasaki

Synopsis:

The experiments herein introduced were made to clarify the tensile, impact, fatigue and creep strength of 13% Cr steel at high temperatures, and the effect of non-metallic inclusions and the Mo on the mechanical strength of the alloy.

In the experiments on the effect of non-metallic inclusions, four types of specimens were used, which contained 0.13 to 0.20% C, 12.69 to 13.13% Cr and various quantities of non-metallic inclusions. For testing the effect of Mo, five types of specimens containing 0.09 to 0.17% and trace to 1.06% Mo were employed.

The results are summarised as follows.

- (1) Tensile strength is not affected by the non-metallic inclusions.
- (2) With the increase of temperature, the tensile strength and the fatigue strength decrease, but endurance ratio, (i. e. fatigue strength divided by tensile strength,) increases.
- (3) The impact value is lowered by inclusions only slightly at room temperature but considerably at high temperatures.
- (4) Rotating bending fatigue strength decreases with the increase of inclusions on the stressed surface.
- (5) Addition of Mo increases the tensile strength and particularly creep strength at high temperatures, but affords no change in fatigue strength. 13% Cr steel containing 1.06% Mo has about twice the creep strength of that containing no Mo.

* 昭和 28 年 10 月日本金属学会講演大会および 30 年 4 月本会講演大会にて講演したものの総括

** 日立製作所日立研究所 工博 ** 日立製作所日立研究所