

スラインの自動化も各方面で実施され、海外にもすでに輸出の実績がある。

4.1.5 加工中の材質改善

コントロールド・ローリング、ペイナイト組織化などの加工・熱処理を施した厚板は、溶接鋼管の性能を高めるために使用される。冷延鋼帯のバッチ焼鈍に際しては、化学成分、熱延履歴、バッチ焼鈍サイクルの組合せにより、再結晶集合組織を改善して、 n 値と r 値とを向上することができる。さらにオープン・コイル焼鈍によれば、 C や N をも減少させて加工性、時効性を改善することができる。また近來開発された軟質連続鈍法では、短時間で形状がよく各種の加工特性を備えた冷延鋼板をえることができるようになった。これらは最近10年間の技術進歩の成果であり、今後さらに多くの収穫が期待される。珪素鋼板についても4.3.2(2)(b)に記されるように、加工サイクルの改良によってきわめてすぐれた国産技術が完成され、ひろく海外に技術輸出されている。

4.1.6 省力化と環境改善

素材、設備ならびに計装の進歩により、各分野において大幅な省力化が可能となり、また同時に作業環境もいちじるしく改善された。熱間圧延工場の作業員は、いまや空調された制御室内において、計器表示により操作指示を行っており、往時の作業環境とは大きな相違が見られる。公害の軽減、絶滅についても多大の研究と投資が行なわれ、廃酸、廃アルカリ、燃焼排気、含油排水の処理については、法規制と地域協定に基づいて周到な配慮がなされている。プレス機の騒音、振動についてもこれを軽減する装置が出現している。

また生産工場における工程管理についても、大型計算機によるオンライン管理が導入され、工程の迅速化、納期の短縮とともに、要員の節減とミス防止に大きな効果をあげている。

さらに新しい溶接法、冷間鍛造法、放電加工法などの導入は、品質の向上とともに省力化と環境改善の点で高く評価されている。

4.1.7 将来の展望

資源・エネルギー問題、環境・安全問題が、今後の社会の進路決定にいよいよ大きな影響力をおよぼすこととなり、加工技術もこれを念頭において発展させられ、あらゆる見地よりして人類の福祉に貢献すべきものであることはいうまでもない。このため環境の改善と公害の防止にはさらに大きな進歩が見られるであろう。

成品の性能向上と寿命の延長とはただちに資源・エネルギーの節約につながるものである。素材の均質化、適切な合金成分の添加、中間加工および熱処理による加工性の向上などに関して、この目的のため学理に基づいて多方面で精力的な開発がなされねばならない。加工品の精度向上と生産性向上については、前述各項に記した諸方策がさらに推進さるべきであるが、とくに重要なのは形状検出端の開発と、これに対する有効迅速な操作機能の整備であろう。これらのテーマについてもわが国における緊密な共同研究態勢が将来さらに大きな寄与をなす

ことが期待される。

文 献

- 1) 日本鉄鋼協会編：圧延理論とその応用（昭44）
誠文堂新光社
- 2) 日本鉄鋼協会圧延理論部会：圧延研究の進歩と最新の圧延技術（昭49）
- 3) 鉄と鋼：59（1973）13，（圧延技術の進歩）
- 4) 日本鉄鋼協会条鋼部会編：わが国における最近の大形鋼製造技術の進歩（昭47）
- 5) 日本鉄鋼協会鋼板部会編：わが国における最近の厚板製造技術の進歩（昭48）
- 6) 日本鉄鋼協会鋼管部会編：わが国における最近の鋼管製造技術の進歩（昭49）
- 7) FRANZ KÖSTESS 著，協会翻訳：形鋼と棒鋼用圧延機（昭49）

4.2 加工理論の進歩

4.2.1 圧延理論

(1) まえがき

わが国の鉄鋼業は米国およびソ連につぐ世界第3位の規模で、その圧延部門の進歩は著しく、ストリップミルの保有数は米国につぐ第2位であり、また圧延設備は高能率、高生産性の世界最新鋭ミルを有している。これら大型、高速設備の操業を支える圧延技術は、その基礎ともいふべき圧延理論の発展、およびその実用化への拡張研究に大きく依存している。わが国における圧延理論に関する研究は歴史的には日本鉄鋼協会の共同研究会圧延理論部会（旧圧延理論分科会）における盛んな討論と、たゆまざる努力の積み重ねによって発展してきた。それらの業績は日本鉄鋼協会編“圧延理論とその応用”に詳細に解説されている。

また圧延理論の展望についても多くの論文が出されておりそれらを参照されたい。さらに最近、圧延理論部会20周年記念シンポジウム¹⁾が開催され、圧延研究の進歩と最新の圧延技術に関して各専門分野別に報告されているので、くわしくは、それらの論文に譲ることにして、ここでは歴史的発展の概況について述べる。

圧延技術の進歩の最も代表的なものの1つに圧延機の計算機制御がある。圧延理論に立脚した数式モデルの開発さらにそれらを連続圧延に拡張した総合特性の解明が圧延プロセスの最適化へのアプローチを可能としてきた。また板圧延の二次元圧延理論のみならず、鋼管、条鋼等の三次元理論への発展もみられ、鋼管の連続圧延およびH形鋼連続圧延にそれらの成果が発揮されており、板圧延以外の圧延分野における計算機制御、自動化への進展が今後期待されている。

(2) 圧延理論の発展

1925年 VON KARMAN が板厚に比して板巾の広いいわゆる平面ひずみ条件における二次元圧延理論を提出した。図4.2.1に示すロールバイト内における水平方向応力の平衡から(1)式を導いた。

$$d\left(\frac{hq}{2}\right) = p(\tan\theta \mp \tan f)dx \quad (1)$$

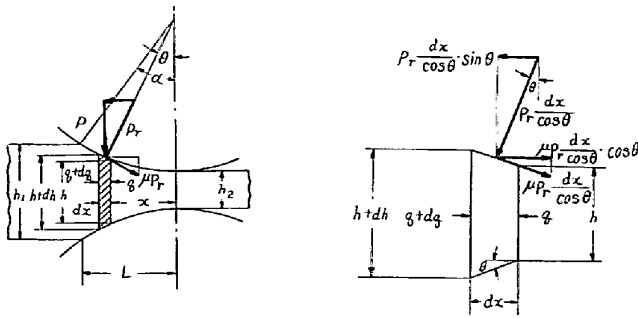


図 4.2.1 圧延の際の応力の平衡 (KARMAN)

符号の負は入口側，正は出口側であり f は摩擦角である。また変形抵抗 k と圧延圧力 p ，水平方向応力 q との関係は (2) 式となる。*

$$p - q = k \quad (2)$$

(1), (2) 式をもとにその近似解法が多くの研究者によって試みられた。SIEBEL によって“Friction hill”の概念が提出され，また SIEBEL と LUEG が圧力ピンによって直接圧延中の圧力分布の実測を行なうて，Friction hill の認識がなされた。また SMITH, SCOTT, SYLVESTROWIEZ も同様な方法で理論と実測との対比を行なっている。

KARMAN の理論はロールバイト中の摩擦係数 μ が一定でいわゆる“Slipping”の場合に相当し，材料の断面上的の剪断応力が変形におよぼす影響を無視しているので冷間圧延に適用できるが，熱間圧延のように“Sticking”が生じている場合あるいは Slipping と Sticking が共存している場合には剪断応力を無視することができないので別の理論が必要となる。OROWAN は Nadai の傾斜した粗平面による板の圧縮理論を圧延に応用し，板の断面上的の剪断応力分布が，板中央面からの距離にほぼ比例するとみなし，板の断面上での応力分布が一樣でないことを考慮に入れて微分方程式をたてた。

これはロールバイトの摩擦条件の違い，すなわち，Slipping, Sticking および両者の混合のいずれの場合の解も与えるものである。

BLAND と FORD は OROWAN の式に対する近似式を導き，圧延荷重式として (3) 式を与えた。

$$P = k_m B \sqrt{R' \Delta h} \left(1 - \frac{t_b}{k_m}\right) f_3(a, r, b) \quad (3)$$

ここで k_m は平均変形抵抗， B は材料巾， R' はロール偏平後のロール半径， Δh は圧下量， t_f , t_b は前方および後方張力 $a = \mu \sqrt{\frac{R'}{h_2}}$ ， r 圧下率， $b = (1 - t_f/k_m)/(1 - t_b/k_m)$ および f_3 は圧下力係数である。また圧延トルク式として (4) 式を与えた。

$$T = k_m B \cdot R \Delta h \left(1 - \frac{t_b}{k_m}\right) f_4(a, r, b) + \frac{1}{2} R(t_b h_1 - t_f h_2) \quad (4)$$

ここで f_4 は圧延トルク係数である。さらに，HILL はこの BLAND と FORD の式の近似式として (5), (6) 式を導いた。

$$P_0/P_0^* = 1.08 + 1.79 r \mu \sqrt{\frac{R'}{h_1}} - 1.02 r \quad (5)$$

$$T_0/T_0^* = 1.05 + (0.07 + 1.32 r) \mu \sqrt{\frac{R'}{h_1}} - 0.85 r \quad (6)$$

ここで P_0 , T_0 は張力のない場合の圧延荷重，圧延トルクであり， $P_0^* = k_m \cdot B \cdot \sqrt{R' \Delta h}$ ， $T_0^* = k_m \cdot B \cdot R \Delta h$ である。HILL の式は $0.1 < r < 0.6$ ， $P_0/P_0^* < 1.7$ の範囲で圧延荷重 $\pm 1\%$ 以内の誤差で，また $T_0/T_0^* < 1.5$ の範囲で圧延トルク $\pm 2\%$ 以内の誤差で BLAND と FORD の式に一致する。(3)(4) 式および (5)(6) 式は冷間圧延の圧延荷重式および圧延トルク式として広く利用されている。

SIMS は熱間圧延の場合として Sticking における接触面での剪断応力が材料の剪断降伏応力に等しいとして圧延荷重式，圧延トルク式として (7)(8) 式を導いた。

$$P = k_m \cdot B \cdot \sqrt{R' \Delta h} Q_p(r, R, h) \quad (7)$$

$$T = 2 k_m \cdot R \cdot R' \left(\frac{\alpha}{2} - \phi \right) \quad (8)$$

$$\begin{aligned} \text{ただし } Q_p &= \left[\frac{\pi}{\alpha} \sqrt{\frac{1-r}{r}} \tan^{-1} \sqrt{\frac{r}{1-r}} - \frac{\pi}{4} \right. \\ &\quad \left. - \sqrt{\frac{1-r}{r}} \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \cdot \log e \frac{h_\phi}{h_2} \right. \\ &\quad \left. + \frac{1}{2} \sqrt{\frac{1-r}{r}} \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \log e \frac{1}{1-r} \right] \\ \alpha &= \sqrt{\frac{r}{1-r}} \sqrt{\frac{h_2}{R'}}, \quad \phi = \sqrt{\frac{h_2}{R'} \left(\frac{h_\phi}{h_2} - 1 \right)} \\ h_\phi/h_2 &= 1 + \tan^2 \left\{ \frac{1}{2} \tan^{-1} \sqrt{\frac{r}{1-r}} - \frac{\pi}{8} \sqrt{\frac{h_2}{R'}} \cdot \log e \frac{1}{1-r} \right\} \end{aligned}$$

ここで h_ϕ は中立点における板厚である。

この圧下力係数 Q_p は志田によって近似化され (9) 式で

$$\text{表わした。} \quad Q_p = 0.8 + (0.45 r + 0.04) \left(\sqrt{\frac{R'}{h_1}} - 0.5 \right) \quad (9)$$

(7) 式と (9) 式の誤差は実用範囲で $\pm 3\%$ 以内である。

その他の圧延理論をあげると

STONE は薄板の冷間圧延の場合特に板厚に対してロール径の大きい場合に，圧延現象を単純化して圧延荷重を (10) 式のように表わした。

$$P = k_m \cdot B \sqrt{R' \Delta h} \left(1 - \frac{1}{2} \frac{t_b + t_f}{k_m} \right) \frac{e^2 - 1}{\lambda} \quad (10)$$

ただし $\lambda = \mu \frac{L}{h_m}$ ， L は接触弧の長さ， $h_m = \frac{1}{2}(h_1 + h_2)$

圧延の複雑現象をマクロ的に取らえて単純化して表わしている点で興味深いものがある。

また ROBERTS は冷間圧延荷重式を実際の観点から大胆な仮定を用いて導いて，圧延潤滑特性の実用的評価と結びつけている。

EKELUND の熱間圧延荷重式は古くから知られており (11) 式で表わされる。

$$P = k \cdot B \sqrt{R \Delta h} \left(1 + \frac{1.6 \mu \sqrt{R \Delta h} - 1.2 \Delta h}{h_1 + h_2} \right) \quad (11)$$

ただし $k = \sigma + 2 \epsilon \frac{v}{h_1 + h_2} \sqrt{\frac{\Delta h}{R}}$

$\sigma = (14 - 0.01 T)(1.4 + C + \text{Mn})$ ， C , Mn , v 圧延速度 成分%

* (2) 式で使用されている変形抵抗 k は HILL, 山田, 鈴木などの著書では， Y あるいは $2k$ としている。

$$\epsilon = 0.01(14 - 0.01 T)$$

$$\mu = 1.05 - 0.0005 T$$

精度の点では問題があるが、熱間圧延荷重式に摩擦係数の導入を行っており、また変形抵抗に成分の影響を導入している点など概括的な圧延荷重評価には便利である。その他 TSELIKOV, TRINKS などの理論があるがここでは省略する。

(3) 変形抵抗の研究

圧延荷重式、圧延トルク式の中には圧延中の材料の平均変形抵抗 k_m が含まれており、これをどのように見積るかによって圧延荷重、圧延トルクの値が異なってくる。したがって圧延理論の精度と同様に変形抵抗の重要性が早くから認識され研究されてきた。わが国においては圧延理論部会の共同研究の主な課題として取り上げられ発展してきた。

(a) 熱間変形抵抗

熱間変形抵抗は温度および歪速度の影響を大きく受けることが知られており、変形抵抗を求めるために高速度下における変形試験が必要とされた。NADAI と MONJOINE はフライホイール回転式の引張り試験機によって、また豊島はほぼ同様の原理を利用した試験機に最大約 100 sec^{-1} までの熱間変形抵抗値を求めた。井上は落重エネルギーを利用した引張り試験機によって、池島は落重圧縮試験機によって変形抵抗の測定を行なった。Cook がカムプラストメータ（カム式圧縮試験機）を用いて、各種材料の変形抵抗の測定を行なっている。わが国においても鈴木、橋爪が初めてカムプラストメータの試作を行なって高速における熱間変形抵抗試験が容易に出来るようにした。

各種の試験方法で求めた熱間変形抵抗の値がどれだけ一致するかが問題となり、研究課題として圧延理論部会で早くから取り上げられ検討されてきた。図 4・2・2 にそ

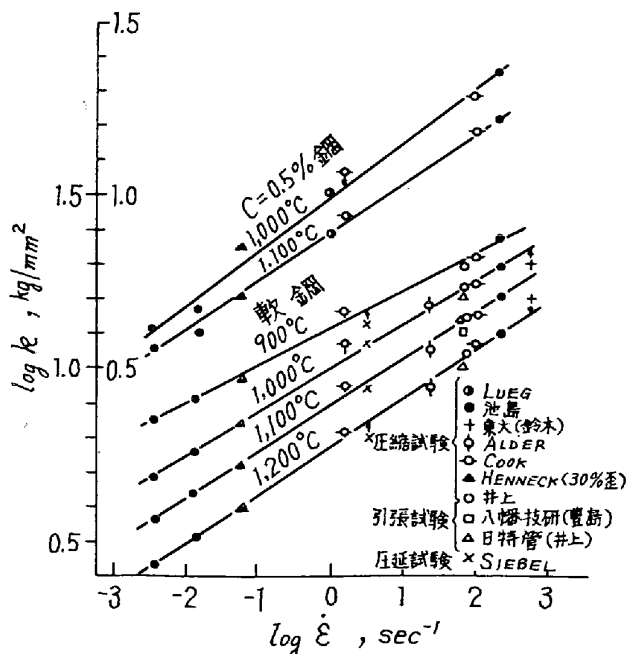


図 4・2・2 軟鋼および 0.5% C 鋼の変形抵抗の各研究者の実測値の比較
(日本鉄鋼協会編：圧延理論とその応用 P. 146)

の結果の 1 例を示した。

変形抵抗におよぼす温度、歪速度、および成分等の影響を定量的に表示する研究が行なわれ、井上が(12)式で表わした。

$$k_m = B \cdot \epsilon^n \cdot \dot{\epsilon}^m \cdot e^{A/Tk} \quad (12)$$

n は加工硬化指数、 m は歪速度依存指数、 A, B は材料の材質による定数である。また豊島、池島も別の表示をしているがこれらの研究によって温度、歪速度の影響が定量的に認識できるようになった。

熱間圧延の計算機制御のためには精度の高い熱間変形抵抗の数式モデルが必要となり、岡本らは各種の成分のものについて実験を行ない、(12)式の常数の決定を行なった。志田は α - γ の変態点を含む温度領域での変形抵抗を求めて数式表示を行なった。これらの研究によれば、 $C < 1.2\%$, $Si < 0.5\%$, $Mn < 1.8\%$ の範囲において、 Si, Mn の影響はほとんどみられず、熱間変形抵抗は C のみによって一義的にきまるとしている。岡本らの熱間変形抵抗モデル式はホットストリップ圧延で、志田のモデル式は厚板圧延の場合についてそれらの実用上の精度が確められ自動化研究の発展に大きく寄与した。

(b) 冷間変形抵抗

冷間圧延の変形抵抗は FORD が圧延引張り試験法によって求める方法を提示してから静的な変形抵抗を用いてきた。冷間タンデムミルが高速度化され、約 2500 m/min にも達し、また高速ミルの計算機制御が本格的に行なわれるようになり、冷間変形抵抗の歪速度依存性の検討が必要となった。一般に静的変形抵抗は(13)式で表わされる。

$$k = c (\alpha + \epsilon)^n \quad (13)$$

ここで c, α, n は定数である。五弓と木原は鋼の変形機構から変形抵抗の表示を(14)式で表わした。

$$k = k_0 \alpha + e^{6.5} \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right)^{KT/0.14} \quad (14)$$

ただし $k_0 \alpha$ は歪速度の影響を受けない項で、第 2 項によって歪速度、温度の影響を表わしている。また K はボルツマン定数である。その他(13)式の静的変形抵抗値と動的変形抵抗値の変化比だけを補正する方法もある。

(4) 圧延理論の実際との対応およびその応用

(a) 冷間圧延理論の検討

圧延理論が実測値と一致するかどうかについての比較検討が多く研究者によってなされた。圧延荷重式中の因子として接触弧長 (l_d)、圧下力係数 f_3 , Q_p など、変形抵抗 k_m などの推定精度によって圧延荷重が異なることになる。板厚の薄い、硬い材料を圧延するとき、図 4・2・3

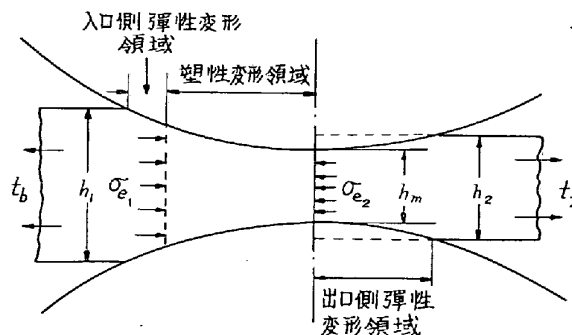


図 4・2・3 圧延ロールギャップにおける変形領域の区分

に示すようにロールの入口側出口側の弾性変形が大きくなり、ロールの弾性偏平変形を考慮した接触弧長 l_d について検討が行なわれた。最も有名な式が HITCHCOCK の式でこれを (15) 式に示す:

$$l'_d = \sqrt{R(h_1 - h_2) + \left\{ \frac{8R(1-\nu)}{\pi E} \cdot \frac{P}{bl'_d} \right\}^2} + \frac{8R(1-\nu)}{\pi E} \cdot \frac{P}{bl'_d} \quad (15)$$

ただし l'_d は偏平後の接触弧長, b は板巾, ν , E はロール材のポアソン比, 弾性係数, P 圧下力である。接触弧長の実測は非常に困難であるが KABASA は高速カメラによって、松浦ら、村田らは測圧ピンによって、美坂らは特殊な段付板の圧延試験によって測定を行なっている。これらの実測値は HITCHCOCK の理論値よりも高目の値を示している。HILL の理論式と HITCHCOCK の式との連立解を求めると R/H の大きい薄物圧延の場合に、実際は圧延ができるに拘らず解が存在しないという領域があり、実際と矛盾する。このような意味において圧延荷重式とともに接触弧長式のより高精度化が望まれる。BLAND と FORD は圧延入口側と出口側の弾性変形領域の荷重、塑性変形領域の荷重の総和が圧延荷重であるとしてそれぞれの領域に対する接触弧長の式を提示している。これは厳密な検討を加えるとかなりの精度を有するものと考えられ、荷重式そのものの検討も重要とされている。

冷間圧延の理論式として BLAND と FORD の式がよく用いられているがその他の式として HILL の式および STONE の式について各種の圧延条件に対する圧下力係数 Q_p の値の比較を行なったものを図 4・2・4 に示した。

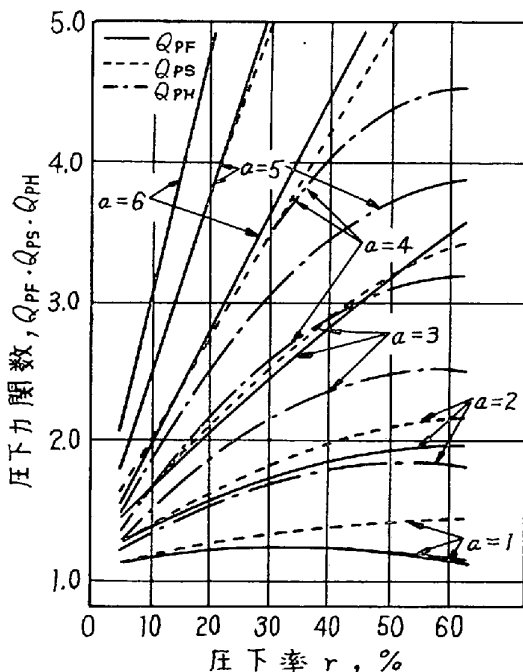


図 4・2・4 BLAND & FORD, STONE および HILL による圧下力関数 Q の比較

HILL の式は $a = \mu \sqrt{\frac{R'}{h_2}}$ が 2 以下また STONE の式はロール偏平が大きくなると考えられる $a \geq 3$ の範囲で BLAND と FORD の式とよく一致しているといえる。圧延

理論を完全なものとするには、最も困難な問題とされている圧延中の摩擦係数の取り扱いおよびそのメカニズムの解明を行なう必要がある。しかしながら圧延中の潤滑機構および摩擦機構を本質的に解明してそれを理論式中に導入することは現段階では十分でなく今後の発展に待たねばならない。圧延荷重式から逆算して μ を求めることが多いが、理論の不完全さを補うための一種の修正パラメータとして取り扱う方法もある。ROBERTS は冷間圧延理論を導いており、 μ に対する圧延速度効果を含んだモデル式を提出しており、それを (16) 式に示す。

$$\mu = \sqrt{\frac{4h}{2R}} \left\{ 0.5 + (K_1 - 0.5) e^{-K_2 v} \right\} \quad (16)$$

ここで K_1, K_2 は定数で、 v は圧延速度である。また神居らも操業データをもとに回帰分析によって μ のモデル式をえている。

タンデム冷間圧延の高速化にともない圧延油の性能を評価するため、また計算機制御においても圧延中 μ の表示するモデル式が問題となった。圧延理論部会においても共同研究課題として圧延潤滑特性が取り上げられ、圧延条件による μ の値、特に変形抵抗の見積りとの関連において著しく特性が異なること、またロール径によっても同様なことが認められている。さらに最大速度 2,000 m/min 程度までの試験用ミルが設置されるようになり、実際と同程度の条件での冷間圧延特性の研究が行なわれるようになったので、今後これらの研究成果が期待できる。

(b) 熱間圧延理論の検討

熱間圧延の場合、SIMS の近似式が一般に使用されているが、これも冷間圧延の場合と同様に l_d , Q_p , k_m の見積りの妥当性の検討が必要である。図 4・2・5 は NADAI, OROWAN と PASCOE および SIMS の各式と実測値との比較

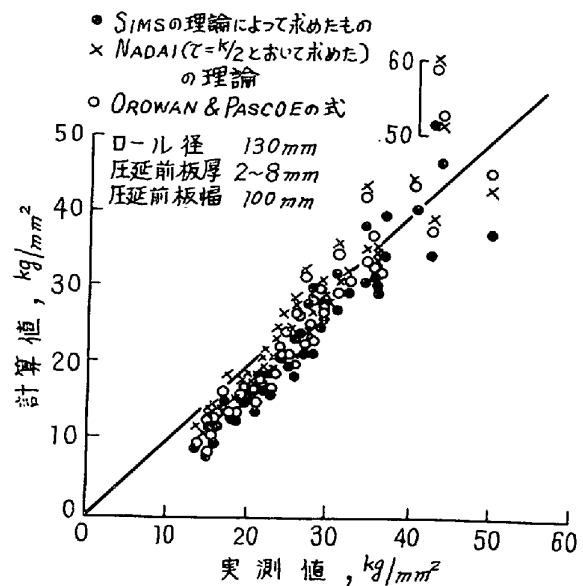


図 4・2・5 熱間圧延の計算圧延圧力と実測圧延圧力の比較 (軟鋼 820~880°C)

検討を行なったものである。固着摩擦が成立つものとした理論であるため摩擦係数の考慮は必要ないが、実測値と理論値との違いの補正が必要となる。志田は STEWAR-

TSOON の厚板圧延の実測値と理論値との比較を行なう、変形抵抗の推定精度の重要性を指摘している。変形抵抗として統計的に処理された実験式を用いれば計算精度がよくなることを示し、理論式の選択よりも変形抵抗の扱いの方がより重要となることを意味している。熱間圧延の場合は冷間圧延と異なり歪速度と温度の影響が重要となるが、歪速度の推定はあまり問題ないが、圧延中の材料の温度の推定および実測に関してはその精度が問題であり、これの推定精度が悪いと圧延荷重の違いとして現れるため注意する必要がある。

(c) タンデム圧延の総合特性

タンデム圧延の最適化を実現するためには、複雑な作業条件例えば圧下配分、動力配分、加減速時の特性、あるいは制御系の特性、圧延機の機械特性などの総合的な検討が必要である。そのためには、総合特性の理論的把握が必要であり1955年 HESSENBERG と JENKINS によってタンデムミルによる圧延総合特性の研究が始められて以来多くの研究が行なわれるようになった。

定常状態に関するタンデム圧延機の設定理論は鈴木、その他によって開発され、熱間、冷間タンデム圧延機の計算機制御に用いられてきた。すなわちタンデム圧延機について各種の独立変数と従属変数を含む一つの総合モデルとして影響因子を調査して相互関係を確立した。このような相互関係を時系列的に調査するためアナログ計算機を用いた研究がなされた。PHILLIPS, SEKULIC らの研究において自動板厚制御の観点から過度現象の研究が行なわれた。わが国においても鈴木らおよびその他によってタンデムミルの動的現象を解析的に計算するモデルの開発研究が行なわれた。

総合特性の基本理論は、圧延の定常状態を律するつぎの6個の基本方程式からなりたっている。

- ① 体積速度一定の条件式
- ② 圧延条件と出側平均板厚との関係式
- ③ 圧延条件とロール出側の材料流出速度との関係式
- ④ 相隣るスタンド間での板厚および張力の関係式
- ⑤ 平均板厚の定義式
- ⑥ ロール間隙形状と出側板の形状との幾何学的関係式

定常圧延中になんらかの外乱が入って平衡状態が破れ他の定常状態に移行した場合、その2つの定常状態間の各因子の変化量の間になり立つ関係式は上式を TAYLOR 展開し、無次元化、線形化してえられる。ここで独立変数として圧延条件を示すものを選び、従属変数として圧延結果を示すものを選んで影響係数を求めることができる。

タンデムミルの総合特性研究は圧延の計算機制御の基本理論となり、圧延理論の実用化への道を大きく広げた。さらに従来タンデムミルの剛性はすべて一定とされていたが、剛性配分の最適値があることを鈴木らが指摘し、これが油圧圧下ミルの開発と相俟って実用化された。また完全連続圧延プロセス開発へと拡張されていった。

(5) 孔形圧延理論の研究

以上述べてきた圧延理論は板圧延に関する二次元変形

の圧延理論である。棒鋼、線材、形鋼および鋼管などの圧延は板圧延と異なり、ロールはフラットでなく孔形を有しておりこれで圧延されるとき材料の変形は複雑な挙動を示し、いわゆる三次元変形となる。このような孔形圧延はつぎのような特徴をもっている。

① 圧下率の巾方向不均一分布、② 投影接触弧長の巾方向不均一分布、③ 孔形側壁による幅方向流れの拘束、④ ロール半径および周速の分布と上下不一致、⑤ 圧延材断面内の温度分布。

いずれの1つをとってみても板圧延理論をそのまま適用することは出来ない。したがって三次元圧延理論の開発と同時に孔形圧延特性の実測が必要であり、プラスチックおよび鉛を利用したモデル実験研究が重要となる。

圧延荷重は一般に(17)式で表わされる。

$$P = k_m \cdot F_d \cdot Q \quad (17)$$

ここで F_d は投影接触面積、 k_m は平均変形抵抗、 Q は圧延荷重係数である。したがって圧延荷重を論じる場合、この不均一三次元変形に対する k_m , F_d , Q を圧延条件に対してどのように評価するかが問題となる。孔形圧延はその形状の幾何学的複雑さのためにいずれも正確に求めることは容易でなく、ごく単純な形状の場合を除いて Q を純理論的に正確に求めることは現状ではほとんど不可能である。

投影接触面積 F_d に関しては SIEBEL, WUSATOWSKI が巾広がりあまり大きくない形鋼圧延の場合に、柳本らが線材圧延の場合に適用できる矩形換算法を提示している。直接計算法(積分法)に TRINKS 法、岡本、中島ら、JEDLIKA による方法がある。つぎに変形抵抗 k_m についても孔形内での歪 ϵ の不均一、歪速度の不均一、温度の不均一があるためどれをもって代表的な値とすべきか問題となる。一般には矩形換算法による平均的な値を用いている。

圧延荷重係数 Q は、矩形換算法によって板圧延に換算されたいわゆる相当板圧延の Q_p との比 Q_k で補正する方法がある。

$$P = k_m \cdot F_d \cdot Q_p \cdot Q_k \quad (18)$$

ここで Q_k は孔形補正係数である。この Q_k に相当する値を SIEBEL が与えており、孔形形式によって異なるが約 1.1~2.0 となっている。また Q_p の値は、薄板圧延の場合と異なり相当板圧延条件が板巾に比して板厚が厚いためピーニングの効果が巾引きなどの影響も考慮しておく必要がある。

この Q_k は逆算法によって実験的に求めることはできるが理論的に求めることは困難である。柳本はダイヤ、オーバルなどの簡単な孔形に対し、均一圧縮を仮定した初等解法により3次元的な圧力分布の解を求め圧延荷重係数 Q の計算式を提案している。また BROVMAN は簡単な孔形の部分圧延に対する圧延圧力と巾引きを上界法的なエネルギー法によって求めることに成功している。

その他孔形圧延のトルク式、巾引き式、先進係数、有効ロール半径などに関する理論研究については省略する。

H形鋼のユニバーサル圧延に関しては、通常の孔形方式に較べると、圧延機構が比較的単純化されているため、その理論的研究が加茂川他によって行なわれ、圧延

中のメタルフロー、圧延荷重、フランジ巾拡がり、先進などの特性の解明およびモデル式の開発がなされた。これらの基礎的研究が拡張されて、リバース方式のH形鋼ユニバーサル圧延の計算機制御が実現された。またH形鋼連続圧延特性が中島他によって解明され、理論化されて、H形鋼連続圧延プロセスの開発の実現をみた。

鋼管圧延の三次元圧延理論について岡本らの研究があり、これはストレッチレデュース圧延の圧延寸法決定のための最適ストレッチ係数配分(張力配分)、ロール速度決定などに活用されている。また林はマンドレル圧延のメタルフローにもとづく孔形開放部に生ずる Overfill または Underfill 現象の原因について理論的に解明し、その現象の発生を防止できる連続スタンドにおける各スタンドの適正な孔形設計および圧延速度設定を可能とした。

(6) 圧延理論研究の今後の課題

圧延理論研究は、圧延技術、圧延設備の発展とともに進歩してきたが、今後残された課題についてふれる。

板圧延関係では、形状、クラウン、およびエッジドロップの制御が重要課題である。形状制御に関する理論については省略したが文献 1) を参照されたい。形状、クラウンなどの理論計算精度は、圧延理論の精度限界の問題とも関係しており、計測技術の進歩との関連において進展すべきであろう。

冷間圧延では高速ミルに対して圧延潤滑理論と圧延理論との結合によって、摩擦係数 μ の物理的裏付けが必要である。新しい高性能潤滑剤の開発のためにも圧延理論による性能評価を可能とすることが必要となる。

ストリップ圧延全般について、今までも連続圧延システムの最適化を目標に総合特性の研究が進められてきたが、資源、エネルギー、環境問題などの観点から、新しい意味での最適化の追求が重要となり、圧延理論に立脚した総合特性研究、計算機シミュレーション、システム化の研究の発展が期待される。

孔形圧延関係では、H形鋼ユニバーサル圧延の理論および実験研究が進展し、連続圧延化、自動化の成果がえられたが、一般形鋼の孔形圧延方式に関しては十分でなく、今後の進展を待たねばならない。複雑な孔形圧延の三次元圧延理論研究とともに、孔形圧延の実体を十分に把握する実験研究が重要である。そのためには現場操業ミルの設備の近代化、特に計測装置を十分につけて圧延特性の実測が緊要である。

4.2.2 薄鋼板の成形性理論

(1) 成形性概念の拡大

薄鋼板の成形法の主たるものは、プレス成形とロール成形であるが、薄鋼板に力学的(機械的)性質以外に、成形性という特性を設けているのは、現在のところ、プレス成形の場合である。しかし、ロール成形性は、たとえばプレス成形性のうちの、伸びフランジ性、耐しわ性や、形状凍結性(形状性)などあるいはそれらを支配する特性で構成しうる。したがって、ここで展望するのは、表面的には、プレス成形性であるが、将来は、ロール成形性をも含め、一般化した成形性の母体である。

最近10年間の成形性問題の展開には二つの特徴を見る

ことができる。ひとつは、材料の成形性の部分的体系化と、成形形状ならびに成形技術の評価(これら両者をあわせ、成形難易評価とする)の動きである。材料の評価は、成形の場合に対してはプレス作業成績の向上や安定、ならびに最適技術の設定などが目的であり、その目的達成に、成形形状や寸法ならびに成形技術が果たす役割は、薄板と同格である。それゆえ、形状や寸法の成形しやすさや、そのことに通じる技術に対し、成形性に富むという認識を作り、最終目的に対して、材料とともに責任を負う動きは、必然的なものである。

材料を、均質等方性として取扱う。成形性力学の場合は約10年前にはほぼ体系化されている。これに基づいて、材料の異方性を組みこんだ、異方性塑性論による成形性力学が、最近10年間に大きな展開をみせた。この異方性の表現に、 r 値を用いたことは、 r 値と再結晶集合組織の関係を通して、力学と材料学を結び、成形性理論とも呼べる学問領域の輪郭を浮ばせるとともに薄板成形技術と薄鋼板製造の関係を緊密にした。

一方、成形難易評価の場合は、成形限研究とその資料化の場でもあり、成形限は、破断、しわ、精度などの総合的制約のもとで定まる。それゆえ、形状性や耐しわ性なども、成形難易とともに、成形性に包含する動きとなった。

(2) r 値による塑性異方性の表現

最近10年間に薄鋼板の成形性全般について、 r 値を定量的、あるいは定性的に用いた多くの検討がなされた。それらの基盤はいずれも、HILLの異方性塑性論で、そこにおける異方性パラメータ F 、 G 、 H 、の r 値表現で理論構成が成された。たとえば、 r 値が板面内で回転対称分布をしている場合、Hu は

$$F=1/(1+r)=G, H=r/(1+r) \cdots (1)$$

のごとく r 値表現した。しかし、最近では、板の圧延方向ならびにそれと直角方向の r 値をそれぞれ r_1 、 r_2 として、

$$F=1/r_2, G=1/r_1, H=1 \cdots (2)$$

のごとく表現することが多い。主応力 σ_1 、 σ_2 、 σ_3 、の軸と異方性主軸が一致している降伏条件は、2)式を用いて、

$$\begin{aligned} & (\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2/r_2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2/r_1 \\ & = (1+r_1)Y_1/r_1 = (1+r_2)Y_2/r_2 = (r_1+r_2)Y_3/r_1r_2 \end{aligned} \cdots (3)$$

となる。 Y_1 、 Y_2 、 Y_3 は、それぞれの主軸方向の降伏応力である。応力 $\sim$ ひずみ関係は、

$$\begin{aligned} d\epsilon_1 &= [(\sigma_1 - \sigma_2) + (\sigma_1 - \sigma_3)/r_1], \quad d\epsilon_2 = [(\sigma_2 - \sigma_3)/r_2 \\ & - (\sigma_2 - \sigma_1)], \quad d\epsilon_3 = [(\sigma_3 - \sigma_1)/r_1 + (\sigma_3 - \sigma_2)/r_2], \end{aligned} \cdots (4)$$

で、変形中に応力比、あるいはひずみ比が一定で、異方性パラメータも不変であれば、4)式で $d\epsilon_1 = \epsilon_1$ 、 $d\epsilon_2 = \epsilon_2$ 、 $d\epsilon_3 = \epsilon_3$ 、とし全ひずみ式に書き直せる。

相当応力 $\bar{\sigma}$ と相当ひずみ $\bar{\epsilon}$ の関係は

$$\bar{\sigma} = c(\bar{\epsilon})^n, \text{ あるいは } \bar{\sigma} = k + c(\bar{\epsilon})^n \cdots (5)$$

が普通に用いられる。

最近までに、成形性の数理解に基づき、多くの見解と結果が出たが、それらのほとんどは、2)式 $\sim$ 5)式が用

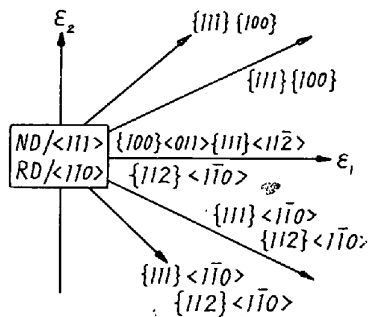


図 4-2-6 変形様式の違いによる集合組織の変化 (キルド鋼)

いられている。それら結果と実験との対比では、成形性の種類や材質によっては不十分さがみられる。その原因には、ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ の無視、加工硬化則の近似度など、外にも幾つかあろう。例えば図 4-2-6 に示すように、再結晶集合組織は変形様式の違いで変わるので (中岡はこの組織変化を用いて深絞り性を論じている) r 値が変わり、異方性パラメータの量の変化が考えられる。そのひとつの例として、4) 式による r 値補正を行った一軸引張りの $\bar{\sigma}$ と、二軸引張りの $\bar{\sigma}^*$ は、同じ $\bar{\epsilon}$ において $\bar{\sigma} \approx \bar{\sigma}^*$ で、材料ごとに $\bar{\sigma}^*/\bar{\sigma} = x$ があり、 x と r 値とに必ずしも高度の相関はない。異方性塑性論は、今後も具体的問題を取り扱いながら、完成してゆくのであろう。

(3) 深絞り性

1) 式による r 値表現で、1959年に WHITELEY が、限界絞り比 (LDR) と r 値の間に、 $\ln(\text{LDR}) = [(2+r)/(1+\eta)]^{1/2}$ (η : 定数) を求めて以来、最近までに異方性塑性論による多くの解析が行なわれた。

破断力 P_z 、縮みフランジ抵抗 P_d 、曲げ抵抗 P_b 、しわ押え力による摩擦抵抗 P_h (いずれの抵抗値とも、ダイス肩部での摩擦抵抗も含むものとする) とすれば、

$$\text{LDR} = P_z / (P_d + P_b + P_h) \dots\dots\dots (6)$$

である。 P_b ならびに P_h を通して、LDR におよぼす材料特性の影響は小さいので、深絞り性は P_z ; P_d への材料依存性としてよい。昭和 39 年福田は、2) 式の r 値表現で、 $\sigma_3 = 0$, $G = F$, $\bar{\sigma} = c(\bar{\epsilon})^n$ を用いた全ひずみ説で、

$$\text{LDR} \propto (1+r)^{(1+n)} [r(1+\eta^2)^{(1-n)} / (1+2r)^{(1+n)}] \dots\dots (7)$$

を示した。 η は、幾何学的因子で定まる定数である。MOORE と WALLACE も、同じような結果を得ている。彼らは破断力 P_z が、平面ひずみ変形下での塑性不安定力 P_{inst} に等しいとした。

P_{inst} の一般形として山田は (1964 年)、平面応力での HILL の拡散くびれ条件を用いて ($r_1 = r_2$, $y_1 = y_2$, $\alpha = \epsilon_2/\epsilon_1$, $\xi = \sigma_2/\sigma_1$)

$$P_{inst} = A_0 \sigma_0 \epsilon^{n-2} [\xi^2 - 2\xi / (1+r) + 1]^{(3n-3)/2} / \xi [\xi - \{1/(1+r)\}^2 + \{r/(1+r)\}^2]^n \dots\dots (8)$$

を得ている。平面ひずみ条件 $\alpha = 0$ を、平底ポンチの場合に、等二軸応力 $\xi = 1$ を、球底ポンチの場合の P_{inst} にそれぞれ近似させ、

$$(\text{LDR})_{\text{平底}} \propto (1+r)^{1/2} (1+r)^n / \sqrt{2} (1+2r)^{n/2} \dots\dots (9)$$

$$(\text{LDR})_{\text{球底}} \propto (1+2r)^{1/2} (2\sqrt{1+r})^n / 2 \dots\dots (10)$$

の関係を求め、平底の場合よりも球底の方が、 n 値の効果が大きいことを示した。昭和 41 年、小林と CHIANG は、

ひずみ増分説によって深絞り性を解析し、全ひずみ説による結果と同じ結論を得ている。

その他多くの計算があるが、総括すると、1 より大きい r 値は、 P_d の減少と P_z の増大により、常に LDR を大きくし、球底ポンチでは、 n 値が LDR に与える影響は平底の場合より大きい。 r 値や n 値の板面内方向性の効果は小さく、平均値の r の板面内回転対称分布 ($G = H$) の仮定でさしつかえない。

長方形筒の絞りで、曲辺部の絞り壁に生ずる破断を、岡本と林は昭和 41 年に、Wall Breakage (W. B) と呼び、成形区分に用うる破断と区別すべきこと、耐 W. B 性に r 値や引張り強度、ならびにそれらの板面方向性が影響する可能性を昭和 44 年に示した。W. B は、実際作業の場に多く、実験的にも多くの検討がなされたが、破断が、縮みフランジ予変形を受けている場所であり、またフランジの材料流れとの関係も深く、耐 W. B 性の解明には、まだ時間が必要であろう。楕円筒の深絞り限界には、特異現象があるが、その事も縮みフランジ部の材料流れと W. B の対応で解明されよう。

不安定オーステナイト系ステンレスの深絞り性は、 $\dot{\epsilon}$ の効果が大きい、 $\dot{\epsilon}$ の効果は変形による発生熱の影響と見ることができる。冷延薄鋼板の深絞り性については力学から材料学まで結合しつつあるが、鋼板の範囲内でも熱延板や不銹鋼板を含めると、未だしの感である。

(4) 張出し性

張出し性は、ダイス内へフランジ部からの材料流入がない純粋張出し性と、流入がある複合張出し性に分けて扱う事が、一般的になってきた。

純粋張出し性は、ある部分が破断するまでの張出し部全体の平均変形能であるので、直感的にも n 値が大きな支配因子といえる。しかし、8) 式でみられるように、 P_{inst} やそのときの $\bar{\epsilon}_{inst}$ への n 値や r 値の影響は、 α や ξ との関係で複雑であり、破断半径 R も (n , μ) の関数であることから、破断部以外のひずみ分布は、 r , n , 摩擦係数 μ の関数となる。たとえば、2 項で示した応力-ひずみ関係を用いた全ひずみ説で、張出し部のひずみ分布を求め、模式的に示すと図 4-2-7 のようになる。

多くの解析と実験結果を集約すると、張出し性は n 値に大きく依存し、 r 値の寄与は n 値のそれに比べ二次的で、かつポンチ形状や潤滑条件の違いによって、 r 値効果は、正負いずれかになるといえる。

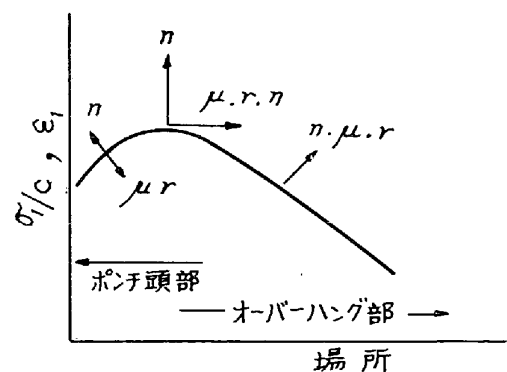


図 4-2-7 張出し部の応力ならびにひずみ分布模式図

張出し破断は、二軸引張り応力状態下であり、SWIFTの拡散くびれに対応させ得る。その拡散くびれ条件は、

$$d\bar{\sigma}/d\bar{\epsilon} = \bar{\sigma}/z_d \quad z_d = \phi_d(\alpha, r_1, r_2), (\epsilon_1)_{inst} = z_d n \dots \dots \dots (11)$$

であり、等二軸応力であれば、 σ_{inst} は近似的に、

$$\sigma_{inst} = C \cdot 2^{(n-1)/2} (1+r)^{(n+1)/2} \cdot n^n \dots \dots \dots (12)$$

である。また 11) 式は、付与される境界条件の変化に対して、解の唯一性が破れることを意味しているが、全ひずみ説による解析でも、

$$\epsilon_1 = (1+r)/(1+r+2r) - [(1-n)(1+r+2r)/(1+r) \{1 + (2r/1+r) + \alpha^2\}] \dots \dots \dots (13)$$

で、 $d\epsilon_1/dx$ (x は場所を表わす独立変数) が無限大、あるいは不定となり、変形の不安定を意味するとも解釈できる。13) 式を $\epsilon_1 \sim \epsilon_2$ 平面に示したのが、図 4.2.8 である。

塑性不安定問題は、破断に関する成形性や難易評価の共通問題であるので、昭和43 MooreとWallace(1964年)以来、山田(昭和39年)、中島ら(昭和43年)、久保寺ら(昭和41年、昭和45年)、小森田ら(昭和44年)によって、広く扱われた。その中で、昭和43年、MARCINIAKと

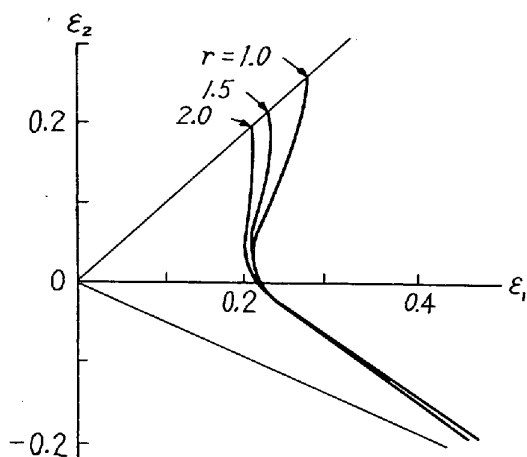


図 4.2.8 全ひずみ説による不安定ひずみ限界線

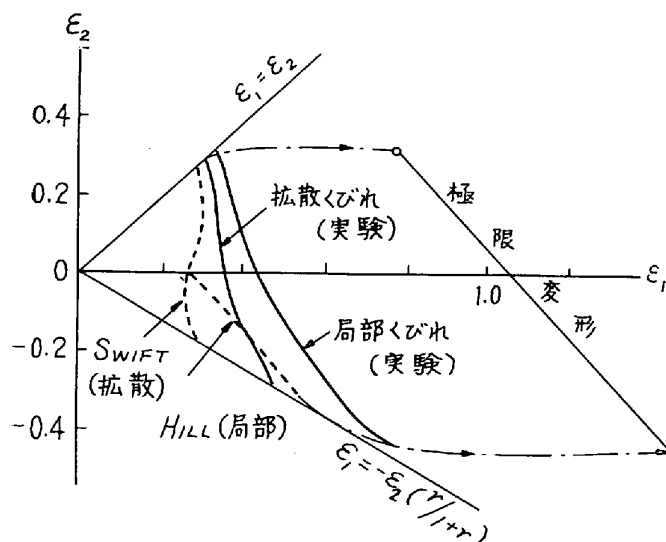


図 4.2.9 拡散くびれ→局部くびれ→極限変形(破断)
(材料0.8mmキルド鋼板)

林は、くびれ変形の発達過程(図4.2.9参照)、での応力比やひずみ比の変化を取り入れた不安定解析を行ってHILLやSWIFTの不安定の不備を埋めている。

不安定系不銹鋼の張出しでは、変形による発熱と、空中あるいは型への放熱と熱伝導などで変形部の昇温特性、温度分布、それらの水準などが定まり、破断位置、ひずみ分布と水準を定める。ひずみ速度効果は、温度特性へ換算して取り扱えるなどわかってきている。

複合張出し性は、縮みフランジ流入が伴うことから、 r 値の効果があり、その効果は、流入量が多い場合ほど大きくなる。LANKFORDが示したインデックス(n, r)を用いて($n^a r^b$)とし、 a と b を複合度で変化させると、純粋張出しから深絞りになる、複合張出し性のインデックスになる。また、 $n^a x^b$ ($a+b=1$)も同じことがいえ、広範囲な材料に対しては $n^a x^b$ の方がよい。

(5) 伸びフランジ性

異方性塑性論による、応力ならびにひずみ分布の数値解析が、昭和43年、小島らで行なわれて以来、 r 値、 n 値、それらの板面内方向性、予変形効果、フランジ縁の仕上げ条件などと伸びフランジ性の関係についての多くの研究が行われた。フランジ縁の仕上げがきれいな場合、破断は、フランジ縁あるいはフランジ内での P_{inst} 、あるいはそれに先行する破断の力 P_f (伸びフランジ縁の変形量が、 n よりはるかに大きいので) のいずれかで生ずる。この場合の P_{inst} はHILLの局部くびれ条件

$$d\bar{\sigma}/d\bar{\epsilon} = \bar{\sigma}/Z_l, \quad Z_l = \phi_l(\alpha, r), \quad \epsilon_2 = Z_l n \dots \dots \dots (14)$$

である。破断位置は、 n が約0.2以下ではフランジ縁で、それ以上の場合、フランジ内部で生じ14式の破断ひずみ条件も加わり、伸びフランジ性と n 値の関係は強い。多くの研究結果を集約すると、

r 値は、破断場所をフランジ内に入れる傾向を持ち、板面内では母材、予変形材とも r_{min} の場所で生ずるが、伸びフランジ性への寄与は、 n 値のそれに比べ、二次的である。また、板面内における破断位置は、フランジのポンチ形状でも変り、平底では、変形強度が小さい部分に変形が集中して破断し、円錐底では、延性が小さいところで破断しがちである。それゆえ、伸びフランジ性は、主要因の n 値の外に、 r 値、局部伸び、降伏強さ(σ_s)、ならびに引張り強さ(σ_b)などの板面内異方性の二次的效果が重畳する。

さらに、伸びフランジ縁が打抜きの場合、応力集中やひずみ集中の要因となる微視的クラックが生じ、材料特性との結びつきは薄く、複雑になる。むしろ、この場合、伸びフランジ縁における介在物の大きさや分布、量などが、直接的な成形性支配因子となる。そのため、ポンチ打抜き穴の伸びフランジ性は、材料の破断部のひずみ量(標点距離=0)で定義する極限変形能と(図4.2.9参照)、強い相関を示す。

(6) 曲げ性

曲げは、成形形状が単純で、変形部も局部であるので、研究室実験に実寸を組み入れやすい。そのため最小曲げ半径という一般性ある定量化された成形限すなわち最小曲げ半径が求め易く、それを使うことが常識化し、材料特性への要求は少なく、最近10年間の曲げ性の研究活動は低い。しかし、強力薄板の成形が、将来、考えら

れることから、再び、曲げ性研究が動き出した。

曲げ破断も基本的には、14式で律せられ必要な材料特性は、曲げ軸と直角方向の n 値、破断伸び、局部伸びなどの変形能諸特性である。曲げ限界は、目視によるクラック発生で定めるのではなく、基本的には、曲げによる延性、破断強度や疲労強度の低下で判定すべきであろう。ひとつの試みとして、曲げた試片を曲げ戻し、引張りをして曲げ部での破断力 P_z が、母材の引張り破断力 P_0 より小さくなる初期の曲げ半径を、限界半径とする方法が提案されている。この P_z と表面クラックの総量とは、強い相関が認められる。

(7) 形状凍結性(形状性)

薄板成形品は、板厚内ならびに板面内において、弾性変形から破断近くまでの広範囲な不均一分布変形であるため、弾性回復特性が成形形状と組合さって、複雑な形状的並びに寸法的なずれを作り出す。

そのため、基本的には弾性変形量 $\delta = \sigma/E$ やバウシグ効果小さい材料で、変形量の違いによる応力差が小さい、すなわち、 $d\sigma = cn(\bar{\epsilon})^{n-1}d\bar{\epsilon}$ で、 c や n が小さい材料が、形状性の観点からは好ましい。しかし、成形にあたって、応力差を小さくすることは、 $\bar{\epsilon}$ の全体的水準を上げたり、変形の不均一を緩和することである。部分的引張りによる変形の伝播性(より均等なひずみ分布をえやすい)に r 値の影響は小さいが、 n 値の影響は大きく、 n 値が大きい程均一性に優れ、また $\bar{\epsilon}$ の水準を上げる技術も効果的になる。

形状性は、大きな面積を持つ自由曲面の剛さ確保の点からも重視される。たとえば、単一曲率 ρ で構成された曲面に、集中荷重を加えた場合の変位 δ は、 ρ に正比例するので、 ρ が予定どおり凍結されることが、張り剛性に重要である。この予定された ρ の確保しやすさのため、低降伏点リムド鋼が考えられ、約10年程前から、従来の22~25kg/mm²の降伏強さ σ_s が15~20kg/mm²の範囲、すなわちキルド鋼板並みに低くされた。日本独特のこの低降伏点リムド鋼板は、日本のプレス技術上の多くの問題解決と形状性技術を確立し、目的を達し終えた。

(8) 耐しわ性

耐しわ性とは、しわの発生しにくさと、発生したしわの取りやすさを含むものであるから、変形の均一性、挫屈形状の進行に対する抵抗増などの観点からは、 n 値や r 値が大きい程好ましい。また、しわを消す場合の必要引張り量 $\Delta \epsilon_1$ は、それと直角方向の縮み量 $\Delta \epsilon_2$ に対し、 $\Delta \epsilon_1 = r \Delta \epsilon_2$ であるから、 r 値が大きい程小さくてよい。大きなパネル成形に、 r 値が万能的によい結果を与えている現状の結果には、 r 値としわの消しやすさの関係が大きな役割を果たしている。この認識を、昭和45年に日本からIDDRG(国際深絞り研究会)に出してから4年目の昭和49年にIDDRGが共同研究の検討項目にした。

(9) 成形性の材料学

成形性は、いわゆる力学的特性(機械的性質)の単数や複数に置きかえられ、材料学的に結びつけられる。この10年間は、 r 値、 n 値、破断を中心に動いた。

r 値は、Schmid Factorを用いて表わすと、

$$r = \epsilon_w / \epsilon_t = (\cos \phi_w, \cos \lambda_w) / (\cos \phi_t, \cos \lambda_t) \cdots (15)$$

であるから、結晶構造や集合組織との関係は、想像しやすい。

BURNとHEYER(1958)、BACKOFENとHOSFORD(1962)、VIEICHとWHITELEY(1964)などにより、集合組織と r 値が徐々に定量的に結びつけられてきた。そして、わが国の研究者による努力は、再結晶集合組織の生成機構に注がれた。例えば、冷延集合組織は、 $\{011\}\langle 111 \rangle$ 、 $\{123\}\langle 111 \rangle$ 、 $\{112\}\langle 111 \rangle$ 系のすべり系で構成され、ひずみは $(110)\langle 111 \rangle(100)$ の順に大きく、かつ再結晶核になりやすく、それは局所的変形の不均一性や蓄積エネルギーの解放阻止が要因であるとした、昭和41~46年にかけての上条、武智、松藤らの研究がある。そして、 (111) 方位が多い程、一方 (100) 方位が少ない程、鋼板の r 値が増大するとの普遍的解釈は、製造技術、すなわち熱延条件、冷延条件、焼純条件、固溶元素の種類、量並びに状態などと結びつくにいたった。たとえば、1) C量の減少、2) 熱延板でのセメントタイトの微細析出とフェライト粒の微細化、3) 回復、再結晶の初期に微細なAl、N、あるいはCuの析出、4) Ti、W、Moなどの置換型元素添加、5) リムド鋼の2回冷延、などがあるが、特にオープンコイル焼純法の普及期であったことから、固相態での脱N、脱C処理が組み入れられ、わが国の r 値増大技術と薄鋼板は、世界の注目となった。

n 値と材質的要因を、直接的に $[d\sigma/\sigma]/[d\epsilon/\epsilon]$ から連想することは困難である。武智ら(昭和47年)は、 n 値におよぼす粒径 d の効果について

$$n = 10 / (10 + \sigma_i + 1.3d^{1/2})$$

の関係があることを示している。ここで σ_i は、不純物成分元素による固溶体硬化などである。しかし、 d の増大は、 r 値の減少につながりやすい。軟鋼板の n 値の、現在水準より大幅な向上は、理論的に望めそうにないが、 n 値向上に相当する延性向上や、異方性の形態の存在にはまだ期待できよう。

(10) 成形難易評価

成形難易評価は、与えられた形状と寸法が、予定される薄板と成形技術での成形可能性や余裕を、限界に対して検討する場合である。そのため場の成立には、成形限や変形限の資料化が必要となり、薄板と形状並びに寸法の組み合わせによる、成形限や変形限の研究と調査が付随することから、材料の成形性とも密接に関係する。

ASMのMetal Handbookには、円筒や長方角筒の寸法と材料等級の対応が表示されている。わが国で、薄鋼板成形技術研究会が昭和40年以来続けている難易評価の場の整備と具体的システム作りの目標は、ASMの方法に比べ、形状的に広範囲で、材料特性や形状寸法を組み込んだ定量的なものであり、着実に進行している。その具体的方法は、次のごとくである。

成形品を全体形状、部分形状、局部に分類し、それぞれの部分ごとに評価を行なう。全体形状で破断、しわ、精度などを、総合的に評価するもので、成形行程方向の成形品の断面における、線長増加率や深さならびにそれらの分布が用いられる。部分形状は、問題の発生が予想される部分で、円筒、長方形筒、楕円筒などの、基本形状の成形限との対比や、過去の実例の部分形状諸元と深さとの重相関回帰式、ひずみ分布状態などが用いられる。

局部は主として破断を生ずる場所で、破断ひずみや近傍のひずみ分布が用いられる。全体形状と部分形状の評価は、製品設計や技術企画段階で、部分形状と局部は試験作業や完生産における不良対策に用いられる。

IDDRG が、国際的共同研究を進めているのは、わが国でいう局部のみを対象にしているもので、それも破断ひずみ限界を求めることである。破断ひずみ限界は図4・2・10に示すようなもので、単純経路の限界線はKEELERが指摘し、複合経路の限界線は、小林(敏)が存在を指摘し(昭和43年)薄鋼板成形技術研究会が求めたものである。単純経路の限界線の形状は、図4・2・8の形状に似ており、また(11)式と(14)式の拡散くびれと、局部くびれの複合されたものとも似ている。この限界を、破断前の薄板の肌荒れで定めても、似たような限界が得られる(小林徳らによる)。複合経路の限界線の存在については、久保寺らが一つの解釈を示しているが、今後に残された課題である。

わが国では、肌荒れあるいは破断限界線と、局部近傍のひずみ分布を同じ座標上に図示した。変形状態図をも用い、広く実用されている。

(11) むすび(成形性理論のすうせい)

材料の成形性並びに形状と寸法による成形限を結合する体系が成形性理論であり、力学と材料学で構成される。部分的には、理論構成が進みつつある。それらの総合化は、変形抵抗、変形強度並びに変形能の変形様式、異方性、ひずみ速度と温度などの依存性を中心に行なわれよう。その他に重要なことは、応力やひずみ伝播挙動、並びに表面問題である。また、成形難易評価システムも、構成要因の一つであろう。

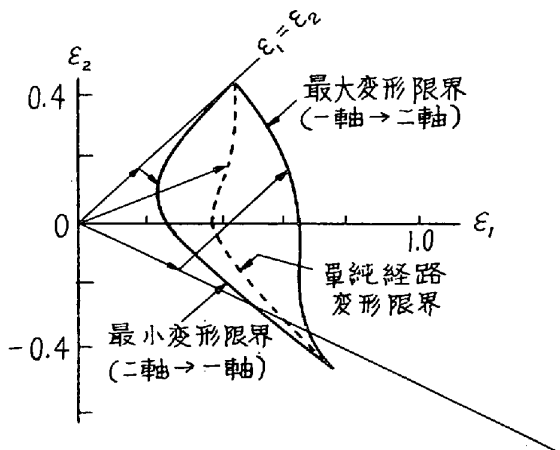


図4・2・10 変形限界の変形様式依存(キルド鋼)
(薄鋼板成形技術研究会資料サークル
直径 1/2")

4.3 鋼板製造技術の進歩

4.3.1 分塊圧延, 厚板圧延

(1) 分塊

日本鉄鋼業の発展とともに分塊技術においても量・質ともに著しい進歩を遂げてきた。特に量においては設備

の大型化・高能率化が目覚ましく、10年前と今日とではその能力においては1.5~2倍に向上している。これは各設備の設計製作技術が進歩すると同時に、その運転技術も呼応して向上していることを示しているといえる。一方質の面においても設備の自動化、コンピュータの導入、精整手入の充実などにより著しい改善向上が認められる。これらの進歩はその結果としてコストの低減に寄与するところ極めて大きいものがある。

(a) 均熱関係

均熱炉操業における数多くの技術的課題の中から主な点を2~3取上げてみると、まず第一に焼上りの予測をいかに適切かつ早期に行なうかということである。この適否は、品質や原単位に関与するのみならず分塊工場全体の円滑な操業に影響すること大なるゆえ、その方法については古くから研究されてきた。昭和42年頃からはコンピュータ活用による方法が本格的に研究され、今日ではほとんどの均熱炉で実用化されるに至っている。

これは必要均熱時間 hr を求める次の式

$$hr = k \cdot T^{\alpha} \cdot W^{\beta} + c$$

(T : トラックタイム, W : 装入量, k, α, β, c : 定数) に対し適当な定数を選定し、コンピュータにて算出することにより、高精度の予測を容易に行なうことが可能となったのである。従来の肉眼判定、流量判定などと比べ著しく進歩したといえる。

第二の課題は燃料原単位の低減であり、エネルギー有効活用の点からも重要である。これにはトラックタイムの短縮、燃焼用空気の予熱効果の向上(レキュペレータの改良など)、空燃比調整の適正化、ヒートパターンの改善などなど数多くの成果ある研究が進められている。特に、トラックタイムについては原単位のみならず、炉の能率および鋼塊品質に対しても重要なポイントである。

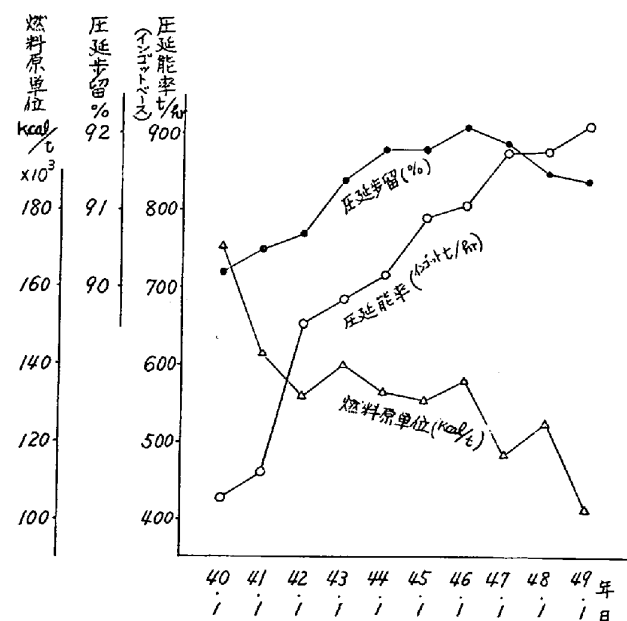


図4・3・1 分塊圧延諸元の実績推移
各分塊工場の操業実績中各項目別の最高実績値のみ抽出しグラフにしたものである(出所: 分塊分科会資料)