

論文

薄手連続铸造スラブからの厚板製造における
圧延条件とその材質

© 1984 ISIJ

奥村 直樹*・長谷川俊永*²・織田 昌彦*³・南雲 道彦*⁴Relation between Hot Rolling Conditions and Mechanical Properties
of Heavy Plates Produced from Thin Continuously-cast Slabs

Naoki OKUMURA, Toshiei HASEGAWA, Masahiko ODA, and Michihiko NAGUMO

Synopsis :

Continuously-cast slabs with thickness of 80, 100, 150 and 210 mm have been hot rolled to heavy plates of 31 mm in thickness after the austenitization at 1 000 °C, and the effect of reduction ratio on mechanical properties of plates has been evaluated. It is demonstrated that center porosities are annihilated by hot rolling even with smaller reduction ratio than usual under the conditions that high rolling shape factor is employed for individual rolling pass. Increase in reduction ratio deteriorates the toughness of material in the short-transverse direction whereas it has no adverse effects in the longitudinal direction. Statistical analysis shows that scattering of data on absorbed energy measured by Charpy test has no positive relations with reduction ratio. As far as weldability is concerned, increase in reduction ratio markedly increases susceptibility of plates to cracking which occurs in the heat affected zone after submerged arc welding with heat input of 200 kJ/cm was applied. It is confirmed that the rolling conditions made up of high rolling shape factor and low reduction ratio, together with refinement of initial austenite grain, are appropriate for continuously cast slabs in order to improve the properties of plate which are affected by solidification structure.

1. 結 言

厚板の製造にあたって使用される圧延用素材としては我が国では連続铸造スラブ（以下連铸スラブと略称）が主流になってきている。連铸スラブは分塊スラブとは異なつた凝固組織（柱状晶、等軸晶の分布、中心偏析、センターポロシティの分散状態など）を有しており、熱間圧延時のその組織の変化と圧延された鋼板の材質との関係を解析することは重要である。過去にも工場実験で圧下比（スラブ厚/仕上げ板厚）ないしは仕上げ板厚をパラメータとつて圧延材質との関係を調査した例があるが¹⁾²⁾、連铸スラブ特有の凝固組織が圧延材質におよぼす影響を解析する点では必ずしも十分とは言えない。そこで著者らは、実験方法にくふうを行つて、この問題点を解析した³⁾。その結果によれば、連铸スラブを用いて熱間圧延によつて厚板を製造する場合、スラブ加熱時のオーステナイト結晶粒（以下 γ 粒と略称）の細粒化（例えば低温スラブ加熱温度（ $\sim 1\,000^\circ\text{C}$ ）の採用）、高形状比圧延[†]かつ低下圧下比圧延の組み合わせから成る加熱圧延法が基本的な機械的特性値を確保し、かつ異方性の少な

い点において最も優れた方法であるとの結論を得た。以上の3種の条件は相互に不可分に結びついており、連铸スラブから厚板を製造するにあつての基本要件となつている。

本報告では、この熱間圧延法を工場圧延規模で確性するために実施した試験の概要と本圧延法によつて製造された厚板の母材および溶接部の機械的特性値の特徴について述べる。

2. 実験方法

2.1 供試鋼

実験に用いた引張強さ 50 kg/mm² 級鋼用の連铸スラブの化学成分を Table 1 に示す。210 mm 厚、1780

Table 1. Chemical composition of steel (wt%).

C	Si	Mn	P	S	V	Al	N	H
0.17	0.31	1.37	0.019	0.010	0.043	0.027	0.0063	0.00025

[†] $m = 2\sqrt{R(H_0 - H_1)} / (H_0 + H_1)$, ここで、 m : 圧延形状比, H_0 : 圧延前板厚, H_1 : 圧延後板厚, R : ロール半径. 高形状比圧延とは各圧延パスで大きな m の値を採用する圧延方法.

昭和 55 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 58 年 4 月 28 日受付 (Received Apr. 28, 1983)

* 新日本製鉄(株)第一技術研究所 工博 (R & D Laboratories-I, Nippon Steel Corp., 1618 Ida Nakahara-ku Kawasaki-ku 211)

*² 新日本製鉄(株)第二技術研究所 (R & D Laboratories-II, Nippon Steel Corp.)

*³ 新日本製鉄(株)広畑製鉄所 (Hirohata Works, Nippon Steel Corp.)

*⁴ 新日本製鉄(株)君津製鉄所 理博 (Kimitsu Works, Nippon Steel Corp.)

Table 2. Hot rolling conditions.

	Thickness of slabs (mm)	Rolling schedule (mm)	Reduction ratio	Finishing rolling temperature (°C)
1	210	210-185-160-135-110- 90-70-55-45-37-33-31	6.8	860
2	150	150-125-105-85-65-50-37-33-31	4.8	870
3	100	100-80-60-47-37-33-31	3.2	760
4	80	80-60-47-37-33-31	2.6	810

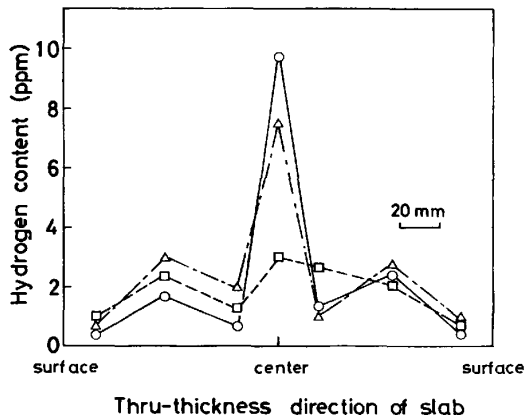


Fig. 1. Relation between hydrogen content and location in the thru-thickness direction of continuously-cast slabs. Three kinds of symbols correspond to data taken at different positions in the longitudinal direction.

mm幅に铸造されたスラブを铸造方向に1500mm間隔に4枚切り出した。4枚のうち3枚のスラブはその両表面を等量ずつ冷間研削し、それぞれ150、100、80mmに減厚して圧延用素材とした。Fig. 1はスラブ中での含有水素量の分布を示す。スラブ厚中心部で非常に高い含有量を示すのはセンターポジション内に水素が含まれているためと考えられる。

2.2 加熱圧延条件

4枚の圧延素材を厚板工場の加熱炉に装入し、1000°C、1hの条件で均熱した後圧延を行った。圧延スケジュール、圧延仕上げ温度をTable 2に示す。圧延仕上げ温度の目標は約850°Cに設定したが100mm厚素材から製造した鋼板は760°Cに低下した。圧下比は圧延素材の薄い方から順に2.6、3.2、4.8、6.8となる。なお圧延方法は、スラブの铸造引き抜き方向が圧延方向に一致するストレート圧延である。

2.3 圧延材の品質調査方法

(1)超音波探傷試験：圧延冷却直後および1w後の2回にわたって4枚の鋼板全面の探傷試験を実施した。測定感度は $V_{1.5-4.0} : 50\% + 6\text{ dB}$ とした。(2)引張試験：鋼板の圧延方向(L方向)、板内圧延直角方向(T方向)についてはJIS 4号丸棒試験片を板厚中心部より製作した。降伏強度、引張強度、絞り値を測定した。板厚方向(ST方向)試験には鋼板の両面にタブ材を電子ビーム

溶接した後、JIS 4号相似丸棒試験片(平行部直径10mmφ)を製作、使用した。(3)シャルピー試験：板厚の1/2、1/4部分にてL、T方向に採取した試験片で試験し、破面遷移温度($vTrs$)とシェルフエネルギー(vEs)を測定した。(4)COD試験：L、ST方向に採取した試験片につき三点曲げで実施した。ST方向試験片は鋼板両表面にタブ材を溶接し、板厚中心部にノッチを入れた。試験片厚は δ_c 測定用では31mm(原厚)、 δ_i 測定用には3.5mmにとつた。 δ_c 測定用試験片では機械切り欠き(27.5mm長)を入れた後さらに2.5mm長の疲労ノッチを入れた。 δ_i 測定用試験片は幅80μmの機械切り欠きを導入した。これらのCOD試験片の幅はいずれも厚みの二倍である。 δ_c の算出にはBS 5762⁴⁾、 δ_i の決定は田中らの方法⁵⁾に準拠した。(5)四点曲げ試験：脆性破壊応力を求めるためにシャルピー試験片サイズの試料で四点曲げ試験を行った。破壊応力(σ_f)の算出は(1)式を基にしたWILSHAWら⁶⁾の方法によつた。

$$\sigma_f = \sigma_y(T_{GY}) \left\{ 1 + \frac{\pi}{2} - \frac{\theta}{2} \right\} \dots\dots\dots (1)$$

ここで θ ：試験片のノッチ角度、 $\sigma_y(T_{GY})$ ：曲げ試験における全面降伏荷重と破壊荷重の一致する温度における降伏強度。

2.4 溶接部の品質調査方法

溶接熱影響部に発生する溶接割れ(以後HAZ割れと略称)におよぼす圧下比の影響を調べる目的で、各圧下比の鋼板に大入熱溶接を施した。溶接法は片面1パスの3電極サブマージアーク溶接で入熱は200kJ/cmである。開先形状等の溶接要領をFig. 2に示す。溶接線の長さは1200mmで溶接後1wを経てから超音波探傷試

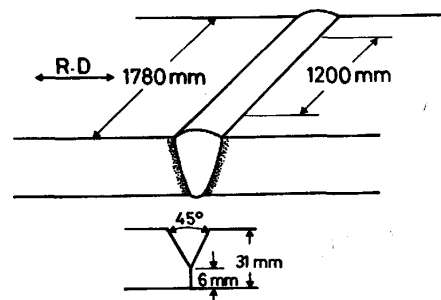


Fig. 2. Groove geometries for submerged arc welding with heat input of 200 kJ/cm.

験 (感度: $V_{15-2.8}$: 80%) を実施した. また HAZ 部分 を切断して割れ個数, 割れ長さを測定した.

3. 実験結果

3.1 超音波探傷試験

鋼板全面にわたる超音波探傷試験で, 各圧下比の鋼板とも欠陥は検出されなかつた. 水素性欠陥の検出を目的に実施した二度目の測定でも同様な結果であつた. この結果から圧下比 2.6 の低圧下比圧延であつてもセンタポロシティは消滅したと言える. なおこの結果の解析は 4.1 で改めて記述する.

3.2 強度

各圧下比の鋼板で板厚中心部における降伏強度(σ_y), 引張強度(σ_B)を Fig. 3 に示す. 各鋼板で $\sigma_y \geq 34 \text{ kg/mm}^2$, $\sigma_B \geq 53 \text{ kg/mm}^2$ の結果が得られているが, 圧下比 3.2 の鋼板は低温圧延の効果が反映し相対的に強度が高い. Table 2 に示した圧延仕上げ温度を考慮すると, 強度は圧下比の大小より仕上げ温度と良い相関がある. な

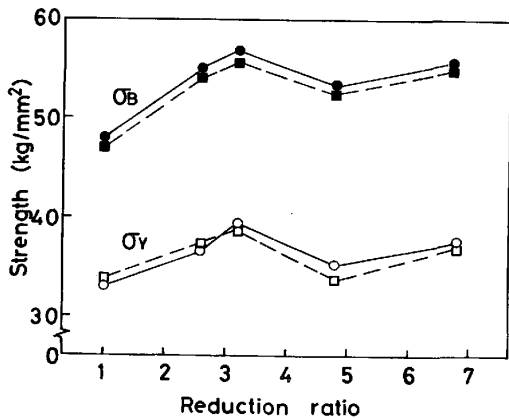


Fig. 3. Relation between yield strength (σ_y) and tensile strength (σ_B), and reduction ratio (○●: Longitudinal, □■: Transverse).

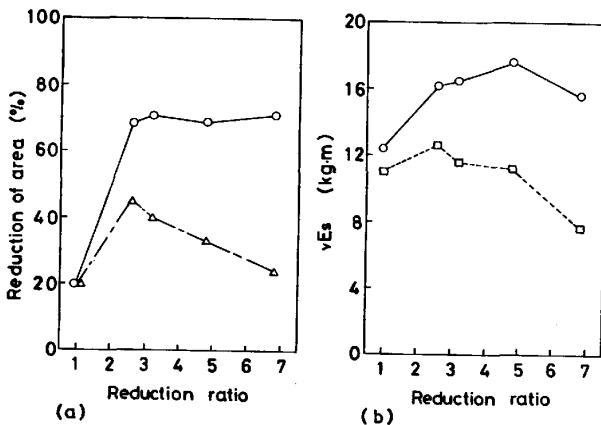


Fig. 4. Relation between reduction of area and shelf energy (vEs), and reduction ratio (○: Longitudinal, □: Transverse, △: Short-transverse).

お同図で圧下比 1 とは供試スラブより 31 mm 厚に切り出し 1000°C, 1 h の加熱の後に空冷したもので圧延加工を全く加えていない材料を意味する.

3.3 延性破壊特性 (絞り値, vEs , δ_1)

L, ST 方向の絞り値と圧下比の関係を Fig. 4 (a) に示す. L 方向では圧下比 2.6 から 6.8 の範囲で圧下比依存性はなく約 70% の値を示す. 他方, ST 方向では圧下比 1 で絞り値は 20% 以下と低いが圧下比 2.6 の圧延を施すと約 45% に増加する. さらに圧下比を増した圧延を加えると絞り値は低下し, 圧下比 6.8 では圧下比 1 に比べてやや良い程度になる. 前報⁹⁾ で確認したように圧下比 1 と 6.8 における ST 方向の絞り値が低い原因は異なり, 前者ではポロシティを起点にした銀点発生, 後者では伸長 MnS のクラスターによるテラス・ウォール型破面の形成が主因である. Fig. 4 (b) には vEs の圧下比依存性を示すが T 方向では圧下比 2.6 で最高値を示す. また延性破壊時のシャルピー試験における吸収エネルギーのばらつきと圧下比の関係を調べる目的で各圧下比の鋼板およびそれぞれの鋼板に 890°C, 20 min の焼ならし処理を施した材料から 30 本ずつ T 方向

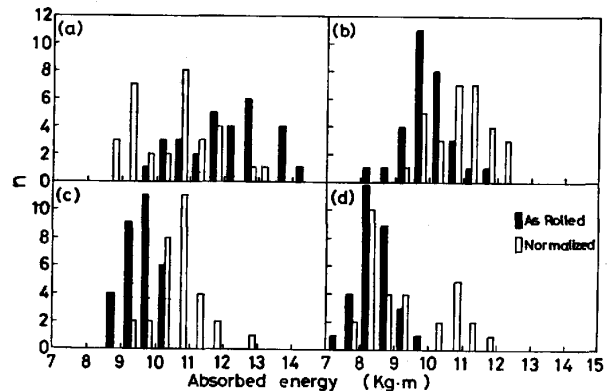


Fig. 5. Variation of absorbed energy determined by Charpy test with reference to reduction ratio ((a) 2.6, (b) 3.2, (c) 4.8, (d) 6.8).

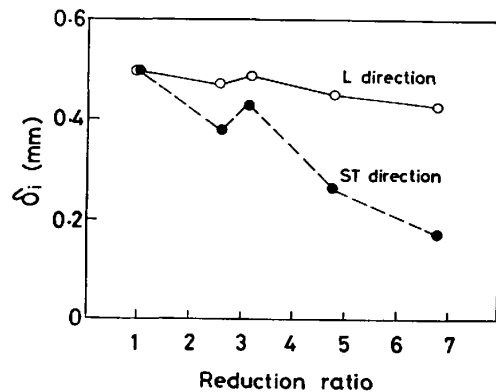


Fig. 6. Relation between δ_1 , COD at onset of ductile fracture, and reduction ratio.

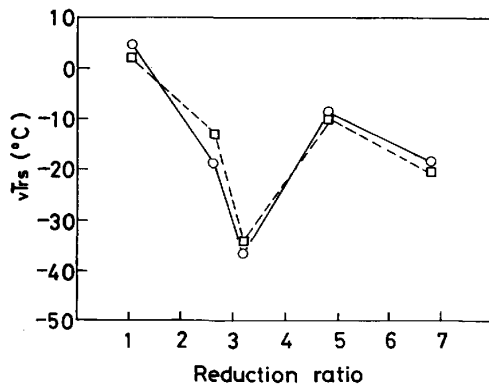


Fig. 7. Relation between fracture appearance transition temperature ($vTrs$) and reduction ratio (○ : Longitudinal, □ : Transverse).

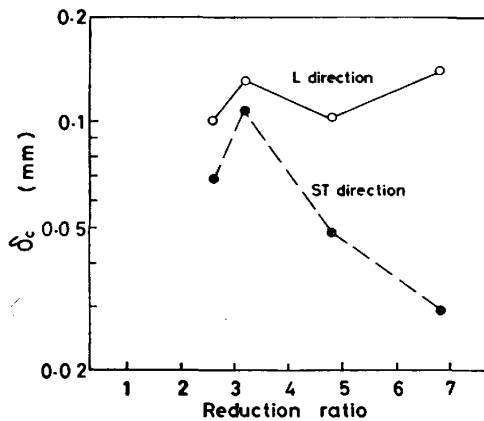


Fig. 8. Relation between δ_c , COD at onset of brittle fracture, and reduction ratio.

試験片を製作し、完全延性破壊温度である 50°C で試験した時のばらつきを Fig. 5 に示す。圧下比が増加するほど吸収エネルギーは低位安定化するが、統計的解釈は 4.3 で改めて述べる。Fig. 6 には室温で測定した δ_i の結果を示す。圧下比 1 におけるポロシティの悪影響が δ_i に反映していない点が絞り値、 vEs の傾向と異なる。

3.4 脆性破壊特性 ($vTrs$, δ_c)

Fig. 7 に L, T 方向の $vTrs$, Fig. 8 に L, ST 方向の -60°C における δ_c の結果を示す。L, T 方向の $vTrs$ は低温圧延された圧下比 3.2 が相対的に良い値を呈する他はほぼ圧下比によらず一定値となる。 δ_c は L 方向では強い圧下比依存性は見られないが ST 方向では圧下比 3.2 が最も高い値を示し、圧下比が増えるにつれて急激に低下している。 σ_f は L 方向については圧下比によらずほぼ 180 kg/mm^2 で一定であるが中心偏析部における ST 方向のそれは顕著に低下する。ST 方向試験片の破面を SEM で観察したところ、へき開破壊以外の破壊様式、すなわち MnS 界面割れおよびパーライト界面割れが観察された (Photo. 1)。これらの破壊様

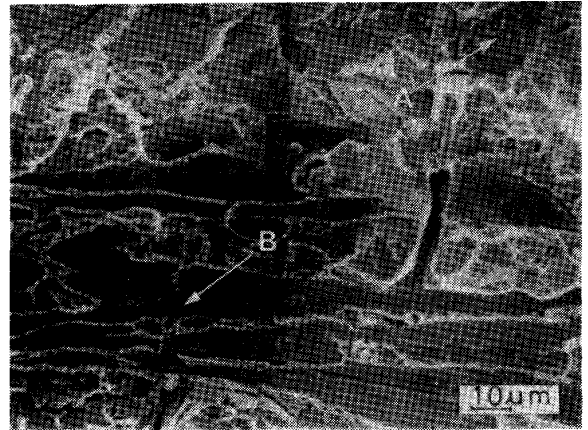


Photo. 1. Fractured surface of the steel with reduction ratio of 6.8. A: fracture of pearlite, B: decohesion of manganese sulfides.

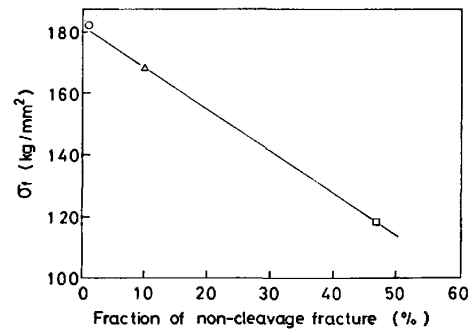


Fig. 9. Relation between fracture stress and fraction of non-cleavage fracture determined on the surface of failed specimens taken from the plate with reduction ratio of 6.8. ○ : Longitudinal, △ : Short-transverse. Notch location is away from segregation zone. □ : Short-transverse. Notch location corresponds to segregation zone.

式の破面上での面積率と σ_f との関係を示す。両者の間に強い相関関係のあることが理解される。

3.5 HAZ 割れ特性

1200 mm 長の溶接線をはさむ両側の HAZ を超音波探傷した結果、圧下比 2.6, 3.2 の鋼板では割れは検出されず、圧下比 4.8, 6.8 の鋼板で見出された。さらに詳細に調べる目的で溶接線に直角方向に鋼板を切断し、光学顕微鏡で割れ個数と長さを測定した。割れはいずれも板厚中心部で検出された。1 個当たりの割れ長さおよび割れ総長と圧下比の関係を Fig. 10 に示す。圧下比が小さい程、割れの 1 個当たり長さ、総長および発生個数 (割れ総長/1 個当たりの割れ長さ) のいずれもが小さいか、少ないことが明らかになった。

4. 実験結果の検討

4.1 圧延によるセンターポロシティの消滅

今回の実験においては圧下比 2.6 から 6.8 の範囲で

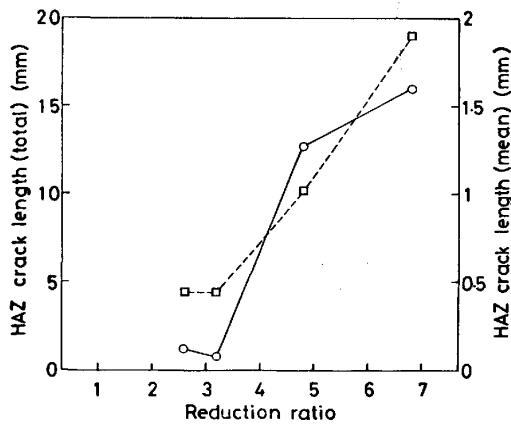


Fig. 10. Effect of reduction ratio on mean length (□) and total length (○) of cracks occurring in the heat affected zone (HAZ).

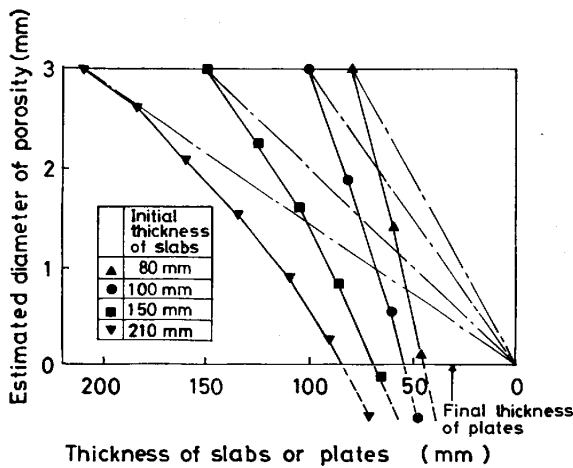


Fig. 11. Change of estimated diameter of porosities as a function of slab thickness and rolling pass schedules.

スラブ厚中心部に存在するセンターポロシティが圧着されることが明らかになったが、この実験結果を既に著者らが提案している⁷⁾ポロシティ消滅条件式(2)を用いて解析する。

$$d_k = d_o(H_k/H_o) - \sum_{j=1}^k W_o(am_j^2 + bm_j + c)(H_k/H_j) \left. \vphantom{\sum} \right\} \\ m_j = 2\sqrt{R(H_{j-1} - H_j)} / (H_{j-1} + H_j) \dots \dots \dots (2)$$

ここで H_o : 素材厚, H_j : j パス後の板厚, d_o : 素材中のポロシティ厚, d_k : k パス後のポロシティ厚, W_o : 素材中のポロシティ幅, R : ロール半径, a, b, c : 定数. (2)式によれば k パス後にポロシティが圧着する条件は $d_k \leq 0$ で与えられる. 透過X線観察から得られたポロシティの初期の大きさ, $d_o \approx 3$ mm, $W_o \approx 3$ mm および Table 2 に示した圧延スケジュールを用いて各圧下比の鋼板につき d_k の値を計算した結果を Fig. 11 に示す. 同図において, 圧下比 2.6, 3.2, の鋼板につ

いては3パス後に, 4.8, 6.8 の鋼板についてはそれぞれ4, 6パス後に $d_k < 0$ の条件を満足している. したがって各圧下比の鋼板とも仕上げ板厚 31 mm の段階では完全にポロシティは消滅していることが理解される. すなわちセンターポロシティを消滅させるに必要な圧下比は高形状比圧延を適用すれば, かなり小さな値で十分であることが確認された.

4.2 シャルピー試験における吸収エネルギーのばらつきと圧下比の関係

圧延量が少ないと特性値のばらつきが大きくなる懸念があり, 吸収エネルギーを例にとりばらつきの程度を検討した. n 本の試験片の吸収エネルギーの平均値, 標準偏差を $E_n, \sigma(E_n)$ とすれば, (3)式で与えられる.

$$E_n = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n e_i, \sigma(E_n) = \left\{ \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (e_i - E_n)^2 \right\}^{1/2} \dots (3)$$

ここで e_i は各試験片の吸収エネルギー値. e_i のとり得る値には試験片寸法, 試験機能力から上限がある. この条件下では n の値を十分大きくとると $E_n \approx E_{n+1}, \sigma(E_n) \approx \sigma(E_{n+1})$ となることが期待される. Fig. 12 (a) (b)は圧下比をパラメータに採用して試験片本数と変動係数の関係を調べたものである. 30本の試験片では変動係数は一定値に到達してはいないものの, およその傾向把握はできる. 圧延まま材では圧下比 4.8 の変動係数が最低で圧下比 2.6 の場合に最大となる. ところが焼ならし材では圧下比 6.8 で変動係数が最大である. また圧延まま材と焼ならし材を比較すると焼ならし材の方がむしろ大きい変動係数を有している. 以上の結果から考えられることは鋼板の吸収エネルギーのばらつきの大小と圧下比とは直接に関係づけることは困難であること, ばらつきを決めている要因は他にあること等であ

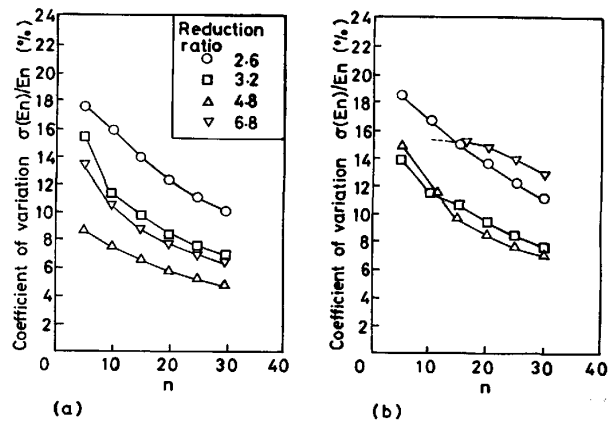


Fig. 12. Relation between coefficient of variation of absorbed energy and reduction ratio. n : number of tested specimens. (a) As rolled. (b) Normalized.

る。

4.3 圧延による MnS の伸長と延性破壊特性

低圧下比圧延で最も期待される効果の一つは材質異方性、特に延性の異方性を惹起する MnS の伸長を抑制することにある。そこで各圧下比の鋼板で MnS の伸長を測定した。MnS の長さについては、4.2 で採用した統計的手法を用いて必要被検 MnS の個数を算出したところ約 600 となった。Fig. 13 に示した MnS の長さは 600 個の MnS の長さの平均値である。圧下比の増加と共にほぼ単調に伸長していることが理解される。Fig. 14 は MnS の伸長度と L , ST 方向の δ_i の関係を示す。 L 方向で δ_i が MnS の伸長度によらないのは RICE-JOHNSON モデル⁸⁾ から次のように理解される。同モデルによれば介在物間隔 X_0 で規格化した δ_i の値はパラメータ (X_0/R_0) (ここで R_0 は介在物の T 断面における長さ) と一定の関係がある。圧下比を増加しても R_0 は顕著には変化しない。また MnS の体積分率 (f) は今回の実験では圧下比によらず一定であり、 f と R_0 が定まれば (X_0/R_0) = $f^{-1/3} \times$ 定数の関係から X_0 は決まる。

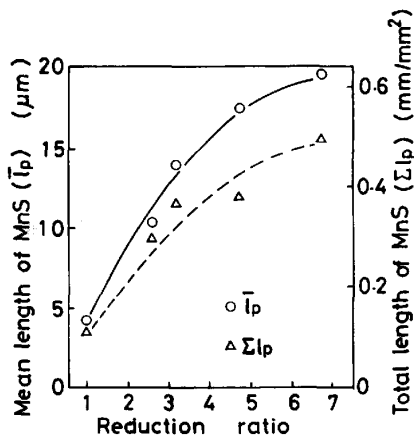


Fig. 13. Relation between length of manganese-sulfide inclusions in the longitudinal direction and reduction ratio.

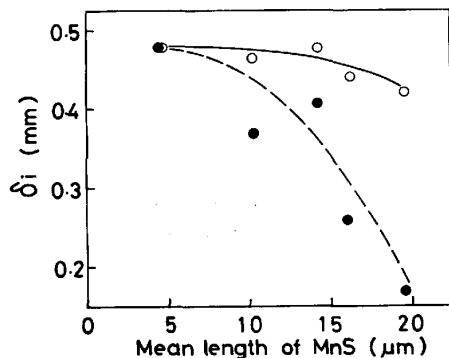


Fig. 14. Relation between δ_i and mean length of manganese-sulfide inclusions (○ : Longitudinal, ● : Short-transverse).

したがって R_0, f が圧下比によつて変化しない場合には X_0 は一定となり、同モデルから推定されるように δ_i は圧下比にはほぼよらない。他方、ST 方向の δ_i と介在物長さの関係は介在物形状の異方性を無視した同モデルでは理解しにくい。また δ_i の圧下比に対する挙動を MnS の伸長のみで帰結できるか必ずしも明らかでない。たとえば Photo. 2(a) は ST 方向の COD 試験片において主き裂 (B) の先端部を観察したものである。Photo. 2 (b) に拡大写真を示す、先行き裂 (A) は同き裂周囲のパーライト形態から判断して、パーライトバンド内で生成したものと考えられる。Photo. 3 は ST 方向試験片の破面をナイタールで軽く腐食して撮影したもので、伸長した MnS がラメラパーライトの中に観察されている。以上の結果からパーライトバンドの形成が ST 方向の延性破壊特性の劣化に一定の寄与をしていることが推定される。Photo. 4 はノッチ先端部における SEM 写真であるが延性き裂発生に先だつてストレッチゾーンとティアディンプルゾーンが観察されている。後者は圧下比、試験片採取方向によらず常に観察された。各試験片のノッチ先端部を SEM で観察しストレッチゾーン幅 (SZW) とティアディンプルゾーン幅 (TDW) を測定した。ST 方向の試験片では試験片厚方向での位置によりこれらの幅にばらつきが生じているの

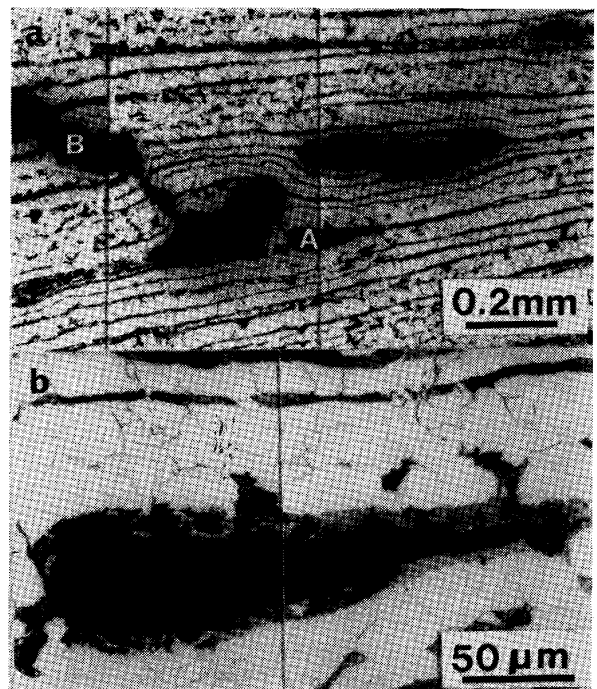


Photo. 2. (a) Section view of COD specimen taken from the steel with reduction ratio of 6.8. Note that a microcrack (A) ahead of a main crack (B) appears to have initiated in pearlite. (b) higher magnification view of a crack (A).

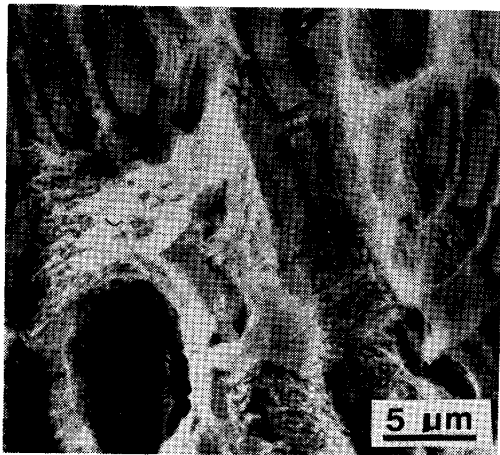


Photo. 3. Fractured surface of a COD specimen manufactured in the short-transverse direction. Note that elongated manganese sulfide inclusions are surrounded by lamellar pearlites.

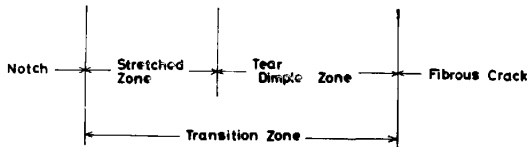
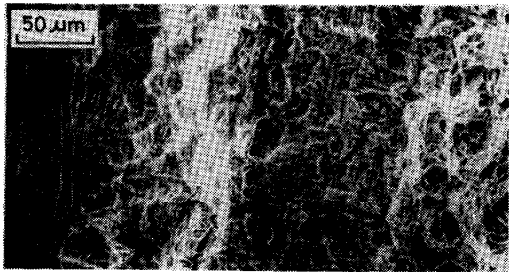


Photo. 4. Fractured surface of a COD specimen. A fibrous crack and a transition zone made up of a stretched zone and a tear dimple zone can be identified.

で、SEM 写真上で面積を測定し、その面積を試験片厚で除した値をそれぞれの幅とした。Fig. 15 は SZW, トランジションゾーン幅⁹⁾(TZW, SZW と TDW の和)と δ_i の関係を示す。 δ_i は SZW よりもむしろ TZW と良い関係にある。 L, ST 方向の区別によらず同一曲線または直線上に測定値はプロットされ、 L 方向で δ_i が大きい場合には TDW が大きい場合に対応していることが理解される。

4.4 HAZ 割れと圧下比の関係

3.5 において大入熱溶接を施行した際に生じた HAZ 割れは圧下比の増大に伴い割れ個数および1個当たりの割れ長が増加することを述べた。 HAZ 割れの発生、伝播に関連する外的要因としては溶接残留応力、侵入水素量およびその拡散状態が、また材料要因としては溶接部組織、伸長介在物、伸長偏析帯の存在等が考えられる。 今回の実験では圧下比の異なる各鋼板で外的要因、

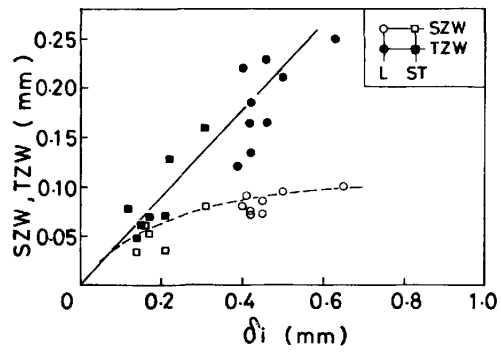


Fig. 15. Relation between δ_i and stretched zone width SZW or transition zone width (TZW).

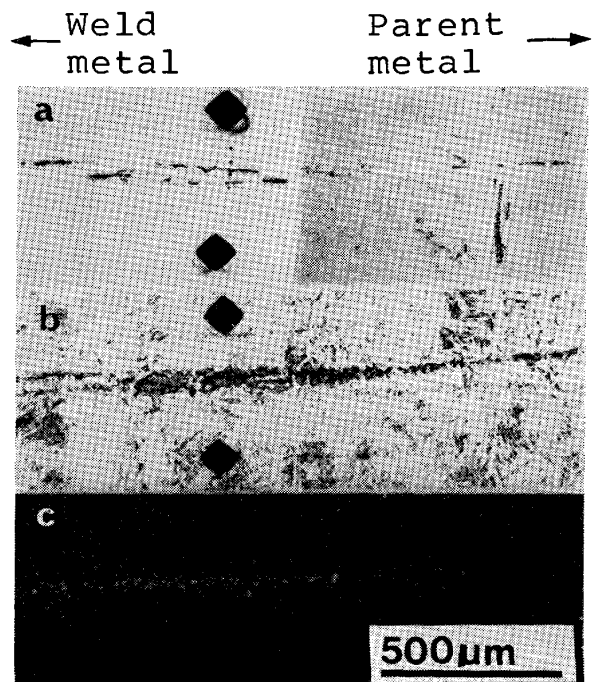


Photo. 5. Appearance of cracks occurring in the heat affected zone (a) as polished. (b) as etched. (c) Phosphor image determined with an ion micro-analyzer.

溶接部組織は同一であるから、Fig. 10 に示した挙動は主に伸長介在物、伸長偏析帯と関係している可能性が大きい。 HAZ 割れ1個の長さは mm のオーダーであるのに対し、伸長 MnS の長さは数 10 μm であること、HAZ 割れの SEM 観察によれば伸長した MnS の観察されない水素脆化破面部が多く存在することを考慮に入れると1個当たりの HAZ 割れ長さを支配する要因を MnS のみと考えるのは適当ではない。 Photo. 5 (a) (b) (c) に HAZ 割れ、該当部分の組織、P の分布(イオンマイクロアナライザによる測定)を示す。これらの写真から HAZ 割れの長さは水素脆化感受性を高める P も含む化学成分の伸長偏析帯の長さに良く対応していることが明らかである。 連铸スラブ内の成分偏析帯は圧

延過程で介在物と同様に伸長し、圧下比が大きい程その長さが長くなり、その結果として HAZ 割れ長さも長くなると考えられる。割れ発生個数は圧下比 4.8 で急激に増加しているが、それについては次のように考えられる。溶接時に鋼板に侵入した水素は伸長 MnS の周囲に集積し、HAZ 割れを発生させるが割れ発生には臨界 MnS 長さが存在する。その臨界長さの持つ物理的意味が破壊力学でいうき裂長さに相当するものか、または先端における水素濃度分布に影響するものなのかは不明である。以上の実験結果、考え方を前提にすると HAZ 割れに対する圧下比の影響は次のように整理される。圧下比の増加に伴い MnS および偏析領域が伸長するが、HAZ 割れ発生の臨界長さ以上に MnS が伸長した場合に割れが発生し、伸長した偏析部分を伝播する。換言すれば、圧下比の増加は HAZ 割れの発生、伝播のいずれにも不利であると考えられる。

5. 結 論

厚板向引張強さ 50 kg/mm² 級鋼用の連続スラブを用い、スラブ低温加熱 (1000°C)、高形状比圧延法を圧下比 2.6~6.8 の範囲にわたって工場で実施した。圧下比の調整は素材厚を変えることによつて行い、仕上げ板厚は 31 mm とした。圧延された鋼板の超音波探傷欠陥、機械的特性、溶接割れを調べ以下の結論を得た。

(1) 圧下比が 2.6 のように低圧下比であつても高形状比圧延によりセンターポロシティは圧着でき、超音波探傷欠陥は防止できた。

(2) 板厚方向の延性値 (絞り, δ_i) は圧下比 2.6, 3.2 の場合が良く圧下比の増加に伴い低下する。統計的ばらつきに配慮して測定した MnS 長さ δ_j の関係を明かにした。

(3) 板厚方向の脆性破壊に対する COD, δ_{cs} は圧

下比 3.2 で最も高い値を示した。低応力破壊した試験片破面にはパーライト界面割れを観察した。

(4) シャルピー試験における吸収エネルギーのばらつきと圧下比の関係を統計的に調べたが、圧下比が小さい程ばらつきが大きくなるとの事実はなかつた。

(5) 大入熱溶接時に溶接熱影響部に観察された割れは、圧下比が小さい程、割れ発生個数は少なくかつ 1 個あたりの割れ長さは短いことを明らかにした。

以上の結果を総合すると、前報⁹⁾ で明らかにした連続スラブに対する熱間圧延法、すなわちスラブ低温加熱、高形状比かつ低圧下比圧延の組み合わせからなる方法が鋼板の材質に及ぼす効果を工場実験で確認できたと言える。

終わりに、P の分布測定をされた、当所、鈴木堅一氏に心より感謝します。

文 献

- 1) 長谷部茂雄, 井関祥浩, 浜中禎雄, 中村昌明: 住友金属, 24 (1972), p. 79
- 2) 山口哲雄, 川和高穂, 石黒守幸, 岩崎宣博, 菅原功夫, 下田達也: 日本鋼管技報, 69 (1976), p. 1
- 3) 奥村直樹, 南雲道彦, 井上 泰, 山本広一: 鉄と鋼, 70 (1984), p. 216
- 4) British Standard; BS 5762 (1979)
- 5) 田中 潔, 堀尾重雄: 溶接学会講演予稿集, 21 (1977), p. 148
- 6) T. R. WILSHAW, C. A. RAU, and A. S. TETELMAN: Engng. Frac. Mech., 1 (1968), p. 191
- 7) 奥村直樹, 久保田 猛, 丸山忠克, 南雲道彦: 鉄と鋼, 66 (1980), p. 201
- 8) J. R. RICE and M. F. JOHNSON: Inelastic behavior of Solids (1970), p. 641 [McGraw Hill]
- 9) 大路清嗣, 小倉敬二, 武藤睦治, 伊戸川 博, 内田秀紀, 堀木正之: 材料, 27 (1978), p. 31