

抄 録

—燃料及び熱—

平爐燃料の焰の長さの計算式 (J. A. Leys; Iron & Steel, March 1954, 93)

平爐の燃料として発生炉ガスと重油との併用が盛んになつたので、ガス、重油別々に焰の長さを簡単な式で算出し混合燃料の場合も誘導されるとすれば非常に便利である。著者は発生炉ガスの場合特に無煙焰を出すので、焰の長さを推算する事の重要性を考え、次の一般式を示した。

先づ、焰を無限に自由なジェットと考え、燃料の流動モメンタムの効果で燃焼空気がひき入れられるものとするれば、

$$\frac{M_A}{L} = K \sqrt{dG} \dots\dots\dots(1)$$

(但し M_A は燃料の質量、 L は焰の長さ、 d は焰の密度、 G はノズルの流動モメンタム、 K は燃料の種類による常数) 又、流動モメンタム G の式は

$$G = MV \dots\dots\dots(2)$$

(但し M はジェット口の毎秒流量、 V はジェット口の流速度) Collinis が焰の軸に沿う距離として誘導した式は

$$L = \frac{Mn + M_A}{\sqrt{dG}} \dots\dots\dots(3)$$

(但し Mn はノズルを通過する燃料量、 M_A は Mn に対する理論空気量、 d は燃料の平均密度、 G はバーナーに於ける流動モメンタム)

次に、ガス燃料の計算の為に焰の平均温度を 1700°C と仮定すれば、(2) 式の流動モメンタムは

$$G = \frac{M_G^2}{d, A}$$

(但し M_G はガスの流量、 d は標準状態のガスの密度、 A はノズルバーナーの面積)

又、(3) 式は

$$L = 5.75 \left(1 + \frac{M_A}{M_G} \right) \cdot D \cdot \sqrt{\frac{d_1}{d}} \dots\dots\dots(4)$$

(但し、 M_A/M_G は燃焼に必要な理論空気量、 D はバーナーの直径)

(4) 式を発生炉ガスに適用すれば

$$\frac{m'_A}{M_G} = 11.5 \times \frac{d_1}{d} = 2.67 \quad [L = 120D \dots\dots(5)]$$

[L, D の単位は ft.]

従つて、焰の長さ L はバーナー口の直径 D で規定され、燃量は供給圧力で決定されることになる。

又、重油の場合、焰の流動モメンタムは

$$G = E(2HM_S(M_O + M_S))^{1/2} \dots\dots(6), \text{ となる.}$$

(但し、 E はバーナーの効率、 H はバーナーを断熱的に通過する全熱量の変化、 M_O は重油の流量、 M_S は蒸気の流量) 而して、重油の焰の長さは

$$L = \frac{6.5(M_A + M_O + M_S)}{E^{1/2} d^{1/2} (2HM_S(M_O + M_S))^{1/4}} \dots\dots(7)$$

となる。

前と同様に焰の平均温度を $1,700^\circ\text{C}$ と仮定すれば

$$L = \frac{3.9(M_A + M_O + M_S)}{E^{1/2} (HM_S(M_O + M_S))^{1/4}} \dots\dots\dots(8)$$

となる。(但し、 L は ft、 M_O, M_A, M_S は lb/sec、 H は B.T.U./lb、 E はバーナーの型と使用方法により 0.5~0.9 の値となる)。

更に、混合燃料の場合;

ガスと重油の流れが完全に合流して単独のジェットを形成したものと仮定すれば、(3) 式は

$$L = \frac{6.5(M_G + M_O + M_S + M_A)}{[d(G_1 + G_2)]^{1/2}} \dots\dots\dots(9)$$

(G_1, G_2 は夫々ガスと重油の流動モメンタム) 又、ガスと重油との比率は自由に変化出来る様ガスノズルもオイルバーナーも最上条件にあるものとする。

ガスジェットのモメンタムは

$$G = \frac{M_G^2}{d, A} \dots\dots\dots(10)$$

で示される如くガス量が $1/2$ となれば、モメンタムは $1/4$ となるため重油のモメンタムがそれだけ増加する事になる。従つてガスと重油が連続して使用される時は(9) 式により蒸気の割合が焰の長さのコントローラーになるわけである。(谷 昌博)

—鐵及鋼の鑄造—

鑄物の歩留改善 (D. E. Brooks; Iron & Steel, V. 27, No. 4, April 1954, 131)

現在の鑄造作業では注入釜の僅か 50% を使用し、残りは“湯口”や“上り”として切落す様な状態なので鑄物の歩留を向上させる意味で“上り”の冷却速度を減

鑄物の寸法 (in)	鑄物の體積 (in ³)	斷熱材の“上り”の寸法			最小の砂の“上り”の寸法			減少率 (%)
		直 徑 (in)	高 さ (in)	體 積 (in ³)	直 徑 (in)	高 さ (in)	體 積 (in ³)	
4×4×5	80	3	3 1/2	24.8	4.6	3	49.8	50
5×5×5	125	3	5 1/2	39	5.75	3	77.4	50
5.3×5.3×5.3	150	3	5 1/1	39	6.1	3.25	95	59
6×6×6	216	4	5	63	6.9	3.75	140	55

ずることに依つて其の體積も減じ従つて歩留の上昇をはかる適法が研究される様になつた。非鉄金属鑄物では“上り”の周囲を石膏で包み 25% も重量を減ずることが行われているが、石膏中の S は Fe と反応するので鉄鋼には利用出来ない。

この“上り”の冷却速度を減ずる断熱材には珪藻土をペインナイトと水とでねつたものや、ペインナイト、糖蜜、セメント等を結合剤としたアスベストなどがあるが充分な経験の後に完全なものとしたのは、鋸屑の 3lb と糊精の 2lb とに水を 2.6lb 混じたものである。之は安価でしかも豊富にあるので有望な“上り”断熱剤である。之をよくねつてスリーブ（外径 6in, 内径 3in 高さ 7 1/2in）の形に造り、中子炉で乾燥（120~165°C で 4hr）する。取り出してから熱い内に内部と底部とをシリカで被覆する。又底部には油砂を塗る事が望ましい。このスリーブは砂型の上に置かれてニューマチック若しくは手で破損のない様につき固める。熔鋼が注入されるとスリーブも加熱されて無煙の煙を出して燃え、鋸屑は焼結し木炭と灰が残る。併しこれは有害な程度に砂を汚す様なことはない。（尚、この残物と等量の砂を混じて塗つた鑄型は理想的な表面の鋼鑄物が得られる）このスリーブから生じた大量のガスは鑄物工場内に逃散するが、一方スリーブは工場内の湿気を吸収する性質がある。

スリーブの効果試験用として高収縮率の鼠鉄が選ばれた。成分は C 2.4%, Si 1.6%, Mn 0.45%, P 0.15% S 0.019%, で同じ取鍋から同じ注入口を経て二つに分れて注入される様にした。鑄物の一方は径 2 1/2in, 高さ 4in の断熱剤の“上り”を持ち、他は同じ大きさの“上り”で普通の砂で造られたもので、双方とも黒鉛耐収縮孔剤で処理した。1,590°C の鋼が注入された所、断熱材のものは完全鑄物が出来たが普通砂のものは不完全に終つた。又、継続実験の結果、断熱剤への鋼の滲透を防ぐには、スリーブにシリカを被覆する際、耐火粘土を混ずるとよい事が分つた。耐火被覆の厚さは 1/16in 程度で、6.25% 耐火粘土、のシリカ、1.25% のペインナイト

ト、2.5% の糊精及び 33% の水を含んだものが最上とされている。

アメリカの鑄物協会や J. B. Caine は鑄物に取付けるに必要充分な最小の“上り”の計算方法を述べている。表には鑄物のそれぞれに取付ける普通砂の“上り”と断熱剤の“上り”との大きさが比較してある。

これによると“上り”に断熱剤を用いると、砂型で経験上効果的である最小“上り”の半分に迄減少出来る。断熱剤の“上り”の接触面には熔鋼と鋸屑との反応によつて炭素（0.40~1.00%位）の偏析が見られる場合があるがシリカ被覆の完全な層によつて充分防止出来る。又チル型、油砂型、生砂型、断熱材型の4つの鑄型で凝固速度を比較した所チル面が一番早く、断熱剤が一番遅かつた。以上の如く断熱剤の“上り”用スリーブは鑄物の歩留を上昇させ、安価に大量に得られる利点があるから、炭素の偏析、生型よりの水分の吸収、工場内への多量ガスの逃散を注意すればよい結果が得られるわけである。

（谷 昌博）

黒鉛の生成に影響を與える溶解窒素

(G. V. Smith; Iron Age 173 (1954) No. 15, 186)

熔接した Mo 鋼蒸気管は 935°F 1250psi の使用条件の下で5年半で黒鉛化が原因で破損している。そこで黒鉛化を防止する研究を行つた。製鋼時 Al を t 当り 1lb 使用した鋼は黒鉛化し易いと云われており、共析鋼が最も容易に黒鉛化することも判つている。そこで試料としては共析鋼で Si で脱酸した後比較的少量の Al を使用したものをを用いた。黒鉛化の条件につき予備試験を行つた結果、オーステナイト状態から水焼入した後 1200°F で 10 時間加熱した場合に最も黒鉛化が進むことが判つたので以下此の条件を採用することにした。オーステナイト化する場合は雰囲気が空気の場合には表面に接して黒鉛化の起らない層が認められたが、ヘリウムのような気体中又は破碎したコークス中でオーステナイト化した場合には黒鉛化の生じないリム層は認められなかつた。以上の実験により、黒鉛化はオーステナイト化する

時に空中からO又はNが侵入することによつて抑制されることが推察される。黒鉛化処理を空中で行つても破砕したコークス中に行つてもリム層に変化は認められなかつた。

従つて黒鉛化抑制はオーステナイト化の条件で決まることが確認された。それでは抑制作用を及ぼすのはOとNのどちらであろうか？この点を確認するため脱炭層の調査、脱酸したPb中での黒鉛化、純粋なN中でのオーステナイト化等の実験を行つた。実験の結果はOでなくNであることが判明した。転炉鋼はNが平炉鋼に比較して高いが黒鉛化し難いと云う事実ともよく一致した結果が得られた。

次にAlの黒鉛化促進作用の機構について検討した。Alが直接 Fe_3C に作用して不安定化する場合と、Alが溶解NとAlNを形成して溶解Nを減らす場合の2つが考えられる。この点を確認するため2100°Fで1時間加熱し塩水中に焼入れたものと、同じく2100°Fで1時間加熱後1400°Fに焼入れ、その温度に2時間保持後塩水中に焼入れたものを調製した。前者は溶解した状態のAlとNが多量存在し、後者は最小のものと考えられる。黒鉛化の結果後者の方が黒鉛化が著しかつた。Alは過剰に含まれているので両者共殆んど変わらないので、以上の結果は所謂溶解したNが黒鉛化を抑制することを証明したことになる。従つてAlが黒鉛化を促進するのはAlが溶解Nを減らす結果と考えられる。尙Fe-C合金でC 0.5%, N<0.001% Al tr.のものは1600°F焼入れ後1200°Fで2時間加熱すると黒鉛化を始め24時間で完了するが、これを1400°Fで1atmのN中で窒化してやると0.03%Nを吸収するが、Nを吸収したものは1600°F焼入れ後1200°Fで750時間加熱しても黒鉛化は全然発生しなかつた。(堀川一男)

—鋼の加工及び熱処理—

連続焼鈍爐による冷間圧延低炭素帯鋼の焼鈍

(Karl Heinrich Muhr u. Anton Pomp; Stahl u. Eisen 73 (1953), 14, 885~894)

連続焼鈍の利点は極く短時間で焼鈍が可能であり、表面性質や硬度の均一な製品の得られることである。最近アメリカの連続焼鈍爐の通過速度は150~300m/minに達している。連続焼鈍を行つた帯鋼の性質については引張強さが普通のマッフル炉或は箱焼鈍を行つた帯鋼に比して高いことが知られているが、その原因については十分に解明されていない。そこで連続焼鈍を行つた場合析出硬化がどの程度に起きるか、析出硬化以外に急冷によ

り引張強さが増すかどうか、短時間の加熱及び焼鈍によつてどの程度迄軟化し得るか等の点を特に研究した。

厚さ0.28mmの7種類(転炉リムド鋼、平炉リムド及びキルド鋼)の低炭素帯鋼について、先づ析出硬化の影響を見る為に通過速度を一定とし加熱温度655~930°C, 600°C附近の冷却速度を16~20°C/sec及び10~12°C/sec(焼鈍温度への昇熱及び保持時間は約40sec)で焼鈍し、8~10日間室温で放置並びに100°Cで24hr及び400°Cで2hr焼戻したものについて引張及びベリクセン試験を行つた。次に温度範囲740~805°C及び950~980°Cで冷却速度16~20, 10~12及び2.5~4.5°C/secに変えて通過速度及び冷却速度の影響を調査した。この場合の昇熱及び保持時間は20~50secであつた。更に700, 750及び950°Cの塩浴で4sec~4hr焼鈍し、焼鈍後450°Cの塩浴に急冷2hr保持して析出硬化を阻止し、軟化程度及び結晶粒の成長に及ぼす焼鈍時間の影響を調査した。

以上の試験結果から焼鈍温度650~980°Cへの昇熱並びに保持時間20~50sec, 400°C迄の冷却に30~80sec程度の連続焼鈍では普通の約700°Cでのマッフル焼鈍で得られる程の軟化は得られないこと。この強度の差は急速に加熱され、焼鈍温度での保持時間も短いのでマッフル焼鈍の場合に比し結晶粒が微細であり、更にA₁以上の温度から急冷を受け極めて微細な層状パーライトを形成し、且つ析出硬化を生じる為であることが明かになつた。尙上記700°Cの塩浴焼鈍の結果、焼鈍時間4sec~10minでは400°Cの塩浴に急冷2hr保持した後の降伏点、引張強さに殆んど変化が見られず、その後次第に低下し始めて120min後にはマッフル焼鈍の値に達した。

試験した冷却速度では析出硬化を防ぐことは出来ず、400~450°Cで冷却を中断し析出に要する時間を与える方法を採らない限り、この連続焼鈍法により焼鈍した帯鋼を降伏点、引張強さ及び降伏比の低いことを規定した用途に向けることは適切でないようである。然し表面の均一な性質と共に降伏点28~35kg/mm², 引張強さ38~40kg/mm²を要求される用途には経済的にも有利と思われる。(耳野 亨)

圧延温度から水焼入した低炭素リムド鋼の性質

(Walther Dick; Stahl u. Eisen 73 (1953), 15, 945~966)

1943年に材料専門家と圧延技術者とからなる委員会を組織し、トーマス鋼を圧延温度から作業的に焼入すること、および圧延工場で実施する場合の必要条件につい

て検討した。この協同研究は戦争の終了と共に終つたのであるが、研究結果をまとめて置くことは望ましいことである。

研究は大体リムド鋼に限り C 含量は $0.15\% \geq$, Mn 含量は $0.40\% \geq$ に、棒鋼形鋼の長さは最低 5m に規定したが、その他の成分や焼入温度、冷却速度等については制限を設けなかつた。圧延終了温度から焼入れた棒、形鋼は矯正後少くも 14 日放置した後に試験し、製品の厚みや焼入温度の影響等を調査した。水焼入およびその後の矯正により引張強さは $15 \sim 20 \text{kg/mm}^2$ 上昇し、降伏点は常に 35kg/mm^2 以上であつた。なお焼入温度が低下するにつれて降伏点、引張強さは上昇するが伸び、絞り、衝撃値は低下する。この傾向は厚さの薄いもの程甚だしい。厚さおよび焼入温度の一定した材料の強度性質のバラつきは差程大きくない。性質のバラつきに対しては化学成分にも注目すべきであるが、焼入温度および厚さの影響の方が著しい。リムド鋼の偏析により生じる機械的性質の差は焼入により増大もせず、また少くもならない。時効性の著しいリムド鋼は水焼入を行つても矢張時効に安定とは云えないことが明かにされた。厚さ $5 \sim 15 \text{mm}$ の厚板についても焼入試験を実施したが、均一な降伏点および引張強さを得るには水を激しく攪拌することが必要であつた。この為に水槽の底に平行に配管したパイプから圧縮空気を吹込んだ。

水焼入トーマス鋼の切削性は St 50, 52 と全く差異がなく、冷間加工性は極めて良好である。また疲労試験の結果は普通の軟鋼に比して優れている。焼戻試験の結果は温度 $50 \sim 150^\circ \text{C}$ で既に焼戻の影響が現れ、引張強さ最高 10kg/mm^2 、降伏点は約 5kg/mm^2 の低下が見られた。常に降伏点の低下は引張強さの低下に比して少い。熔接する場合には熔接熱により勿論強さ、降伏点は低下するが、降伏点は 34kg/mm^2 以下にはならなかつた。当時の試験に使用したトーマス鋼は P および N 含量が高く、最近の熔接を目的とした規格を充していない。そこで焼入によつて熔接性が改良されるかどうかを大型引張試験により試験したが、St 52 には及ばなかつた。水焼入トーマス鋼および St 52 について熔接梁の曲げ試験および伸びの測定を行つたが、結果は水焼入トーマス鋼の方が明かに優秀であり、静止荷重を受ける熔接構造に使用するのには当を得たものであることが明かにされた。(耳野 亨)

トーマス鋼の壓延温度からの實際作業的焼入

(Franz Kösters; Stahl n. Eisen 73 (1953) 21, 1342~1349)

簡単な方法で降伏点の高い優良な鋼を経済的に製造する為に、低炭素トーマス鋼を圧延終了温度から水中に焼入することを計画した。圧延温度から焼入を行うには鋼塊重量、加熱および圧延温度、並びに材料の厚さを調整する必要がある。低炭素鋼は構造用特殊鋼に比して焼入温度範囲が広いので著しく容易である。焼入設備は急速均一に冷却剤(水)中に浸漬することが出来、また水蒸気の生成を避ける為に冷却水を急速に還流しなければならない。棒鋼、形鋼の焼入には巾 9m、長さ 13m、水深 2.5m の水槽をロールガンゴの後に設備した。この水槽で長さ 12m 迄の棒、形鋼の焼入が可能で、材料は水槽内をベルトで $1.3 \sim 8 \text{m/min}$ の速度で運ばれる。水槽中の輸送距離は約 4m である。輸送ベルトの速度は圧延材の断面積に応じて水中で完全に冷却し得る様に調節する。生産量 10t/hr の場合、径 45mm の丸鋼の焼入には水量約 $165 \text{m}^3/\text{hr}$ を消費した。1943/44年には鋼板の焼入設備を設計したが、この装置では鋼板を出来るだけ垂直に浸漬出来るようにした。

均一な引張試験結果および衝撃試験値を得る為には、C および P 含量に制限を設けることが適切である。Mn 含量については 0.38% Mn 以下のものについて試験した結果影響は認められなかつた。引張試験値は焼入温度が 650°C 迄低下しても影響を受けないが、衝撃値は 850°C 迄は変化がなくそれ以下の温度では次第に低下する。然し 0.04% 以上の Al を添加したキルド鋼は焼入温度が低くとも脆化を示さず、従つてサイズの小さいものも実際に圧延終了温度から水焼入することが可能である。キルドトーマス鋼の水焼入した I 形鋼 100×84 , 750t について化学成分、引張試験および衝撃試験の結果を統計的に検討した。この場合の C 含量は中央値 0.07% 、最高値 0.12% 、Mn は中央値 $0.36 \sim 0.40\%$ であり、P 含量は大部分が $0.050 \sim 0.080\%$ であつた。降伏点は殆んどが $41 \sim 46 \text{kg/mm}^2$ 、引張強さは $55 \sim 62 \text{kg/mm}^2$ 、伸び ($L_0 = 5d$) は $18 \sim 23\%$ 、時効衝撃値は中央値 8kg/cm^2 で最低 6kg/cm^2 である。

多年放置した水焼入トーマス鋼について引張試験を行つた結果降伏点には変化がなく、引張強さは僅かに低下し、伸びは増加していた。

TiO_2 或は CaO をベースとした被覆熔接棒で、 $150 \times 85 \times 10 \text{mm}$ の水焼入トーマス鋼板を V 形衝合熔接し引張試験を行つた。熔接後試料を水冷した場合、降伏点の低下は $1.9 \sim 3.5 \text{kg/mm}^2$ に過ぎず、 41kg/mm^2 以上の降伏点を得られた。これに対して空中放冷した場合は降伏点 $33.4 \sim 35.5 \text{kg/mm}^2$ に低下した。使用した熔接

棒では急冷によつてビードに亀裂を生じることは全くなかつた。(耳野 亨)

大型鍛鋼品の火焰焼入 (Stephan Smith: Metal Progress 65 (1954) No. 5, 100)

米国の National Forge & Ordnance Co. における大型鍛鋼品の火焰焼入作業について気蓄器のラム及び薄板圧延用ロールの例を掲げ、酸素アセチレン火焰装置適用鋼種、予備熱処理、事後の焼戻、表面硬度及び硬化深度等につき概述し、硬度曲線と顕微鏡組織を例示している。焼入装置は横及び縦型でいずれも移動式であり火焰の条件、品物の移動と回転、焼入液の噴出速度及び圧力等が作業により迅速に制御し得るようになってゐる。

表面硬度は炭素量により殆んど決定されるので単に表面のみを硬化する目的に対しては炭素鋼を用いるが、芯部の強度や硬化層の深いことを要求される場合は合金鋼が使用される。火焰焼入にはすべて細粒鋼を用いるがこれは表面の焼割れや不当な歪の発生を避けるためである。又焼入前に必ず研磨仕上して一様な硬化層を得るようにしている。焼入後普通 400°F で焼戻し歪取を行い、硬度試験及び磁気探傷で厳密に試験を行う。焼入層の深さは使用目的で異なるが普通 1/32~1/16in 以上深くすることは却つて不利である。硬化深度はマルテンサイトがソルバイト組織に変わりこの組織が非硬化組織に遷移するところ(例えば芯部の硬度+RC 5 の点)で定めている。火焰焼入の利点として次の諸点が挙げられよう。

1. 鋼種の適用範囲が広い。
2. 鋼の成分により到達可能な範囲で如何なる表面硬度も芯部の性質に影響なく得られる。
3. 硬化深度が大巾に加減できる。
4. 表面より芯部にかけて漸变的な硬度及び組織の変化が得られる。
5. 表面硬度が均一で軟点がない。
6. 表面硬度が容易に再現し得る。
7. 所望の部分だけ硬化し得る。品物全体を加熱しないですむ。
8. 直線面だけでなく傾斜面に対しても容易に操作できる。
9. 滲炭、窒化等の表面処理不要
10. 表面にスケールを生ぜず、直ちに使用に供し得る。

(河井泰治)

熱処理時の熱間工具の保護 (J. Y. Riedel; Metal Progress 65 (1954) No. 3, 85~87)

本論文は熱処理時の熱間工具鋼の表面の脱炭や滲炭を Cu-Plating によつてどの程度防止出来るかを試験したもので、著者は Bethlehem Steel Co. の工具技術者である。

先ず熱間工具の表面の脱炭や滲炭がその寿命を著しく低下させることを述べ、従来の雰囲気調整を行つた加熱炉、塩浴や Borax その他の被膜法では不充分であるこ

とを詳しく論じた後著者の行つた Cu-Plating の試験結果を紹介している。

供試材は Cr-Mo-W 熱間工具鋼 (S.A.E. H 12) で 1"φ×5" の丸棒をつくり、それに Cu-Plating を厚み 0.003" 及び 0.006" まで施して下記の熱処理条件下における脱炭及び滲炭状況を全然 Plating を施さないものと比較している。但し加熱時には大気中加熱、各種滲炭剤中加熱及び 1 部 1850°F×10hr の長時間加熱も行つている。

1300°F×1hr 予熱

1850°F×1hr 水焼入

1200°F×2hr 焼戻 (空冷)

以上の実験結果より 0.003~0.006" の厚みまで Cu-Plating を施せばすべての場合に殆んど脱炭も滲炭も起さないことがわかつた。

次にかゝる Cu-Plating の剝離性については実験の結果容易に工具表面より剝離して何等焼入のさまたげとならず、剝離後工具表面に黒ずんだ Temper Color が残るがこれも刷毛で容易に除去出来て更めて研磨する必要がないと述べている。

最後に焼入温度が 1950°F 以上の鋼では Cu-Plating がとけて鋼と合金して工具の表面を汚損するからかゝる場合にはこの方法は利用出来ないと注意している。

尚本論文には各種熱処理条件下における Cu-Plating の剝離状況を示す写真と脱炭及び滲炭部の C 分析結果が掲げてある。(益子美明)

事故を起した溶接船の鋼板に関する研究

(Morgan L. Williams and George A. Ellinger: Welding Journal 32 (1953) 498)

第二次大戦中に米国では約 5000 隻の溶接船を建造したがその中 1/5 は 1946 年 4 月までに程度の差はあるが鋼板に亀裂を発生した。1942 年 11 月から 1952 年 12 月までに、衝突や戦災によるものを除き 200 隻以上が甚しい事故を起し、少く共タンカー 10 隻とリバー 3 隻の船体が分離破断した。本報告は此の種の事故の原因を究明する目的で 1952 年 12 月 1 日までに事故を起した船 100 隻から集めた鋼板試料を対象として種々調査した結果につき詳細に述べたものである。集めた鋼板について亀裂と船体構造上の位置的関係、亀裂を発生した鋼板の破面状況及び溶接部の観察、亀裂起点の決定、亀裂を発生並に伝播させた要因等の検討を行つた。一方鋼板の顕微鏡組織、機械的性質、化学成分等を調べた。調査の結果船体の事故は主として低温時に起つており 50°F 以

上では殆んど起きていないことが判つた。亀裂はすべて脆性破面を呈していた。溶接作業時のグレータ部、ガス切断部或いは曲げ加工を施した部分等が原因となつている場合もあつた。又設計上応力の集中するような個処も亀裂の原因となつていた。亀裂の出発点となつた鉄、亀裂の貫通した鉄、亀裂の終止点となつた鉄の三種類に大別して引張試験成績を比較したがこれらに間に差異は認められずいづれも規格を満足していた。然し V-ノッチ-シャルピー衝撃試験値には明瞭な差異が認められた。即ち Tr_{15} (15ft-lb 遷移温度) が亀裂の出発点となつた鉄では、0.44~0.69in 厚の場合の例でみると 80~120°F であるのに対して、亀裂の終止点となつた鉄は 0~70°F であり明かに亀裂の出発点となつた鉄は切欠感受性が大きい。事故を発生した時の温度について比較すると亀裂の出発点となつた鉄は 10 ft-lb 以下、亀裂貫通の鉄は 10 ft-lb 内外、亀裂終止点の鉄は 10ft-lb 以上であつた。切欠感受性は C, P の高くなる程大きくなり、Si, Mn の高くなる程、又結晶粒子の小さくなる程小さくなつていた。式で示すと $Tr_{15}(^{\circ}F) = 70 \pm 30 + 300C + 1000P - 100Mn - 300Si - 5G.S.N.$ (C, P, Mn, Si は夫々重量%, G.S.N. は ASTM 粒度番号を示す) で表わされる。結局溶接施行や設計上の欠陥並に偶発事態等に因る応力集中と切欠感受性大なる鋼板の使用とが組合さつて事故を惹起したものである。然し前者については程度の差こそあれ凡ての船体について避け得ないわけであるから後者の改善によつて事故を防止するのが合理的である。それには切欠感受性の少い (Tr_{15} の低い) 鋼板を使用せねばならない。(堀川一男)

ショットピーニングの条件及び残留応力の疲れ寿命に及ぼす効果 R. L. Mattson & W. S. Coleman Jr.; Metal Progress 65 (1954) No. 5, 108

SAE 5147 又は 5150 (Cr 鋼) 板パネ材についてショットピーニングが疲れ寿命に及ぼす影響及びその際の残留応力の役割について実験した。0.192×1 1/2×12in の研磨試験片を 1600°F×25min→OQ, 725~760°F×70min 焼戻, RC 48 の熱処理を施し, 220,000psi の表面応力で Pre-set したものに種々の条件でピーニングを行い, その条件は標準の Almen C strip で求めた。疲れ試験機は撓み一定型の片振りで, 最大繰返応力 200,000psi になるように偏位を規正し破断迄の回数を測定した。

試験結果を要約すれば次の如くである。即ちピーニングを施さないパネの繰返寿命 4,500~5,900 回に対し,

これを施したものは 20 倍、更に引張負荷のもとにピーニングしたものは 200 倍の寿命の向上を見た。その際降伏点の 80% 以上の引張力下でピーニングした場合が最良であつた。

次にショットピーニングにより生ずる表面の残留圧縮応力は降伏点の約 50% 程度であり引張力下でピーニングを行えば更に大きな値となる。資料に乏しいが残留圧縮応力の大きさは疲れ試験により減少するようである。しかし以上の結果から疲れ寿命と表面の残留圧縮応力との間に密接な関係があり、ショットピーニングによりもたらされる残留応力が最大応力振巾を減少させ疲れ強さを増すことが明らかに結論される。(河井泰治)

—鐵及び鋼の性質及び物理冶金—

熱間延したセミキルド鋼板の性質に及ぼす C と Mn の影響 (F. W. Boulger and R. H. Frazier; J. Metals 6 (1954) 645)

実験室の高周波電気炉によつて C を 0.14~0.34% の範囲で 5 水準に変え、各 C 水準について Mn を 0.21~1.46% の間で変化させた鋼塊 25 個を熔製し、これを仕上温度 1850°F で 3/4in 厚鋼板に圧延した。Si, P, S 及び N は夫々 0.02~0.11, 0.014~0.018, 0.017~0.030 及び 0.003~0.005% の範囲に入つていた。各試作鋼板から試験片を採取して G.L. 8in の引張試験、標準キールノッチのシャルピー衝撃試験、カーン引裂試験オーステナイト及びフェライト粒度の判定等を行つた。試験の結果は概要次の通りであつた。強度及び靱性については次の式が得られた。

$$\begin{aligned} \text{上降伏点(psi)} &= 23,000 + (39,200 \times C\%) \\ &+ (7,200 \times Mn\%) \dots\dots\dots(1) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{下降伏点(psi)} &= 20,7000 + (39,800 \times C\%) \\ &+ (8,400 \times Mn\%) \dots\dots\dots(2) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{引張強サ(psi)} &= 30,800 + (104,000 \times C\%) \\ &+ (13,000 \times Mn\%) \dots\dots\dots(3) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{伸ビ(\%)} &= 38.2 - (32.6 \times C\%) \\ &- (3.2 \times Mn\%) \dots\dots\dots(4) \end{aligned}$$

即ち C も Mn も共に強度を高め靱性を低めるが、Mn を以て強度を補つて C を減ずれば同一強度でも靱性は向上する。次にカーン引裂試験の遷移温度及び 12ft-lb と 20ft-lb のシャルピー遷移温度は次式で表わされることが判つた。

$$\begin{aligned} \text{カーン試験最大荷重(lb)} &= 29,000 + (13,800 \times C\%) \\ &+ (9,820 \times Mn\%) \dots\dots\dots(5) \end{aligned}$$

$$\text{カーン遷移温度(^{\circ}F)} = 17 + (330 \times C\%)$$

$$-(23 \times \text{Mn}\%) \dots\dots\dots (6)$$

$$20\text{ft-lb シャルビー-遷移温度}(\text{°F}) = K - 19$$

$$+(349 \times \text{C}\%) - (74 \times \text{Mn}\%) \dots\dots\dots (7)$$

$$12 \text{ " " " } = -15 + (225 \times \text{C}\%)$$

$$-(68 \times \text{Mn}\%) \dots\dots\dots (8)$$

ここに K は次表の値である。

Mn (%)	K (°F)	Mn (%)	K (°F)
0.20	+ 6	0.90	- 8
0.30	+ 3	1.00	- 5
0.40	+ 1	1.10	- 2
0.50	- 1	1.20	+ 2
0.60	- 3	1.30	+ 5
0.70	- 6	1.40	+ 8
0.80	- 8	1.50	+12

即ち Mn が等しい時は C の増加と共に破断開始に要するエネルギーが減少し、遷移温度はすべて C の増加する程又 Mn の減少する程上昇している。これらの遷移温度の値は市販鋼の値より低い、もし圧延温度の相違を補正すればよく一致する。一般に圧延仕上温度が 100 °F 高くなるとカーン遷移温度で 20°F, シャルビー遷移温度で 10~50°F 高まると云われている。

最後に McQuaid-Ehn 粒度とフェライト粒度について検討している。これらは C と Mn を高める程微細化するが、今回の結果では粒度と遷移温度の間に明瞭な相関は認められなかった。(堀川一男)

鋼の横軸方向の機械的性質に及ぼす各成分の影響 (C. Wells, J. V. Russell & S. W. Poole; Trans; A.S.M. Vol 46 (1954) 129~156)

塩基性電気炉にて 11 種の合金鋼を熔製した、鋼塊の大きさは 15t~70t までである。各種元素、例えば C, Si, Ni, Cr, Mo, B 希土類元素を造塊の途中に添加して各種の合金鋼を製造した。これらの合金鋼より横軸方向の機械的性質に及ぼす元素の影響を検討し次の結論が本稿に報告されてある。

(1) 造塊中に合金元素を添加しても成分の偏析があまりみとめられなかった。

(2) 炭素量が 0.1% から 0.5% まで増加すると同じ焼戻温度では引張強度は増加する傾向を示す。

(3) Cr, Mo, V, Si の添加は焼戻抵抗の増加により一定焼戻温度では引張強度は増加する傾向を示すが、Ni の添加は実際には何等の焼戻抵抗に影響を及ぼさない。Cr, Mo, V, Ni の増加は普通の焼戻処理により鋼の横軸方向の断面収縮率及び衝撃値に何等の影響を示さないが、Si の増加は此等の性質を低下させる。然し高目に焼戻するとそれほど性質の低下をきたさない。鋼を

段階焼入すると Ni の添加は横方向の衝撃値を著しく向上させる。Ni は主として遷移温度範囲を低下させることにより衝撃値が良好となるのである。

(4) 硬化能が適当である時 B 処理した鋼種では一般に横方向の衝撃値が低下する、然し此の傾向は高硬度の場合には余り著しくないのである。

(5) Si の如き希土類元素の添加は硬化能或いは引張強度に余り影響しない。然しある鋼種の横方向の延性と靱性がその鋼種の最良の性質よりも悪いような場合、この希土類元素を添加すると最良の性質の時まで横方向の延性と靱性が回復する。然し性質が良好の場合には添加しても効力は余りない。

(6) B 処理した鋼種に希土類元素を添加しても余り硬化能には影響がない。

(7) B 元素と希土類元素を同時に添加した鋼種に及ぼす全般的な影響は多分硬化能や機械的性質の点では好傾向を示す。硬化能は増加するが、横方向の延性には殆んど影響せず、横方向の靱性は少しく向上する。

(8) Granial No. 79 で処理した鋼種に希土類元素の酸化物を添加すると B の影響を縮小し、Fe-B 合金で処理した鋼種ではその影響は僅かである。

(9) Granial No. 79 を適当な硬化能を持つ鋼種に添加した場合比較的低い焼戻処理したとき、横方向の断面収縮率と衝撃値は相当に改良される。そしてその改良の程度は全く予期以上のものであった。

(10) B 処理した鋼種に希土類元素の酸化物を添加すると横方向の延性と靱性を低下させる。靱性に及ぼす影響は Granial No. 79 で処理した鋼種では特に著しい。

(11) 希土類元素で処理したものは B で処理したもの以上には硬化能、引張強度、横方向の延性と靱性に好影響を及ぼさない(上野 学)

ニッケルのクリープ変数に及ぼす或る固溶合金元素の影響 (Thomas H. Hazlett & Earl P. Parker; Trans. A.S.M. Vol 46, 1954, 701~715)

固溶体である 4 種のニッケル合金について一定応力下におけるクリープの研究結果を本稿に報告している。著者が前に報告した時間-温度の関係式でもつて試験結果をまとめた結果は次の様なものである。

1) 以前に報告した $\epsilon - \epsilon_0 = At^b$ なる関係式は Ni-Co, Ni-Fe, Ni-W, Ni-Ti の固溶体の一定応力下のクリープ曲線とよく一致する。但し ϵ ……真の全体の歪量, ϵ' ……荷重をかけた瞬間における瞬間的な歪量, t ……時間, A, b ……常数

2) 3つのクリープの変数、即ち(以下1016頁へつづく)