

吳工業試験場報告

No. 11

Mar. 1967

目 次

一 報 文

1. ヤスリ鋼の溶体化処理による球状化焼ナマシについて	石田 節, 丸山信行	1
2. ヤスリ鋼の火造作業が球状化焼ナマシにおよぼす影響	石田 節, 丸山信行	7
3. ヤスリ鋼の焼入性におよぼす加熱条件と素材炭化物の影響	加場正義, 横山安樹	11
4. ニコルソン製ヤスリの調査	石田 節, 上田 勝, 横山安樹, 応和 尚	18
5. 手錠針の改良炭化法について (その2)	倉員尚子, 中塚武之	26
6. 針素材の引張り強さにおよぼすひずみ速度の影響 (その1)	池田哲郎, 石田 節, 横山安樹	31
7. 球状黒鉛鑄鉄の焼入, 焼ナラシ, 焼ナマシ組織	加場正義, 石田 節	38
8. A ₂ 管材の前方押出し加工圧力におよぼすダイス角度の影響	池田哲郎, 上田 勝, 田谷征雄, 新田 明	47
9. アセチレン, プロパン両ガス炎による加熱効果の比較について	高橋裕男, 加場正義	55
10. スポット溶接の基礎資料を得るための実験	片山義孝, 岡岡孝之, 野地英治	61
11. 透明鑄型による異物混入防止の研究	岡岡孝之, 片山義孝, 野地英治	65
12. 鑄物砂のガス圧について	世良時夫, 内藤達也	70
13. 鑄型材料へのフライアッシュ利用について (その1)	西川浩成, 内藤達也	75
14. 球状黒鉛鑄鉄の内厚と性質との関係	丸下清志, 内藤達也	82
15. 亜硫酸パルプ廃液直給物の鑄型用粘結剤への応用 (その3)	中村和清, 丸下清志, 小林賢治	85
16. 表面アラサ測定器の軸針の摩擦と微小変位について	原 信彦, 東正十郎	89
17. 軟鋼 S S 41 の応用仕上加工標準	大下 誠, 中塚武之	93
18. フライス切削動力からみた加工性	小川逸司, 片岡 豊, 吉池啓佑	100
19. フライス切削動力におよぼす切削油剤の効果	片岡 豊, 吉池啓佑, 小川逸司	106
20. 研削砥石の目直し条件	小川逸司, 片岡 豊, 吉池啓佑	110
21. 軟鋼の機械的性質におよぼす引張速度ならびに試験片形状	吉池啓佑, 小川逸司, 片岡 豊	111
22. 研削砥石結合剤の X 線回折による溶融状態の研究	芳野光利, 井川 満, 岡崎 恩	115
23. 研削砥石結合剤の熱膨脹率変化の研究	一ノ瀬昭雄, 永富 精, 金本 正	120
24. 粗トリル酸ケーキの精製 (その3)	関 守雄, 東正十郎	125
25. 石油化学工場廃油の樹脂化	高崎宗利, 東正十郎, 藤本宗之	127
26. プラスチックによる牡蠣殻用フロートの試作について	東正十郎, 大下 誠	131
27. 木酢液の溶剤抽出に関する研究	東正十郎, 清水加津子	136
28. プラスチックの機器による鑑別	高崎宗利, 関 守雄, 東正十郎, 藤本宗之	138
29. 冷間圧延廃油の分析と処理予備実験	藤本宗之, 高崎宗利, 関 守雄, 蔵本範雄	141
30. イオン交換法によるクロム酸廃液の精製	東正十郎	143
31. プラスチックへのメッキ	清水達磨, 下勝秋夫	146
32. アルミニウムの硬質陽極酸化	下勝秋夫, 清水達磨	149

一 ノ ー ト

1. 熱処理工場の特長性と経営	加場正義	153
2. 県内小規模鉄鉄鑄物工場について	橋本幸則, 内藤達也	157

広島県立吳工業試験場

正 誤 表

頁	段	行	誤	正
8	右	15	つき庄延村	また庄延村
〃		表2	地P網	地P
〃		〃	状C切断	網状C切断
9		写真2	900°C1	900°C
12		表2	カタサ(Hv)	カタサ(H _K C)
14	左	8	よいS	よいが
18		表1	Points	Points
19	左	10	炭素工具鋼	炭素工具鋼
29	〃	下より4	促進剤	促進剤
〃	〃	下より1	の値増大を	の値を増大
39		表2	Hn	Mn
41	左	7	写真 11-b-5	写真 1-b-5
48		図3	α_1	d_1
54	左	16	N 結言	N 結言
61	右	下より5	(JIS 23136~23139)	(JIS 23136~Z3139)
65	〃	下より2	判定方 に	判定方法に
75	〃	13	鋳物術	鋳物技術
80	〃	7	2のつ目	2つ目
85	左	7	見られない、	見られないが、
91	右	16	離形シリコン	離形シリコン
96	左	図5	図5追加	図5
99	〃	1	ノーズ半径	ノーズ半径
〃	〃	2	ノーズ半径	ノーズ半径
113		図4	伸びる δ (%)	伸び δ (%)
117	左	図2	縦軸無名	I
〃		表8	Ig・ ℓ ose	Ig・ ℓ oss
120	右	表2	蛙目粘土	蛙目粘土
125	〃	27	熱的な	熱的に
129	〃	図3	重合油	未重合油
137	左	5	膜皮	樹皮
〃	〃	6	木酢液にき	木酢液につき
〃	〃	表2	nへキサン	nへキサン 0.233
〃	〃	下より3	図2, 図3, 図4	図2
149	右	8	用途分解	用途分野

ヤスリの熱処理に関する研究 (第18報)

ヤスリ鋼の溶体化処理による球状化焼ナマシについて

石 田 節
菊 山 信 行

I 緒 言

ヤスリに要求される性能のおもなものとしては切れ味と耐久力であり、耐久力を向上させるためには素材中の炭化物はできるだけ小さく、しかも均一に分布させることが必要である。ヤスリ素材のような過共析鋼中の炭化物を球状化するには、パーライト中の炭化物を球状化すると共に、オーステナイト粒界に析出している網状の炭化物も球状化しなければならない。この内前者の球状化は比較的容易であるが、後者の場合素材が十分に網状炭化物の発達した組織のものであると、その球状化は容易でなく球状化焼ナマシ処理を行なったのちも、粒界の炭化物がわずかに切れた程度で長大な炭化物を残留していることが多い。このため過共析鋼ではインゴットの鍛錬を十分に行なって炭化物を均一微細に分布させることが必要である。しかしヤスリ素材は比較的小さいインゴットより圧延成形されるため圧延比のやや大きな両刃ヤスリ、粗ヤスリなどの素材は球状化焼ナマシにより炭化物の分布および大きさは比較的よくなるが、鉄工ヤスリの素材は圧延比がやや小さいため球状化焼ナマシを行なくてもオーステナイト粒界の網状炭化物による比較的大きな炭化物が残りその球状化状態はあまりよくない¹⁾。このためヤスリ製作工場においては鉄工ヤスリ素材のように比較的圧延比の少ない、すなわち大きなヤスリ素材では球状化組織は一般によいものがないので、このような素材の球状化状態をさらによくする必要があり、この場合さらに素材に鍛錬を加えることは不可能なので、鍛錬以外の方法により球状化状態をよくする方法を行なわなければならない。その一つの方法として考えられるのは素材を A₁ 点以上の温度に加熱し、網状に析出している炭化物をオーステナイト中に固溶させ、網状の炭化物を切断するとともに小さくしたのち急冷し、さらに球状化焼ナマシを行なって素材の球状化状態を改善させる方法である。この処理を溶体化処理²⁾といいヤスリの球状化処理に相当効果があり、目立てかえヤスリの耐久力のよい一

原因ともなっている。本研究では前研究で球状化焼ナマシを行なってもその結果があまりよくなかった圧延比の比較的小さい断面積の大きいヤスリ素材にたいし、種々な溶体化処理と球状化焼ナマシを行ない、ヤスリの切削耐久力を向上させるような炭化物の分布状態および大きさに改善する処理条件およびその効果について研究し、さらに工場で実行可能な球状化焼ナマシを行なった素材でヤスリを製作しその切削性能の向上をしらべた。

II 球状化焼ナマシ

1 実験方法

(1) 試料

本実験に使用した素材は長さ800mm、頭部径230mm、底部径190mmのインゴットより圧延製作した300mm平ヤスリ材(7.5×30mm)および300mm丸ヤスリ材(12.5mmφ)でその化学成分は、表1に示すようなSKS8に類似なものである。

表1 試料の化学成分(%)

試 料	C	Si	Mn	P	S	Cr
平ヤスリ材	1.29	0.12	0.28	0.013	0.014	0.45
丸ヤスリ材	1.21	0.14	0.29	0.012	0.010	0.30

実験に使用した試料の大きさは、7.5×30×15mmおよび12.5φ×15mmである。

(2) 熱 処 理

溶体化処理としては試料をゾルトバスで 800、850、900、950°Cの各温度に3分間加熱保持したのち、水冷、油冷、空冷の三種態の冷却を行なった。これら溶体化処理した試料を3.2KW電気マッフル炉³⁾を使用して700、725、750、775、800°Cで4時間加熱保持し球状化焼ナマシを行ない、顕微鏡組織および焼ナマシカッタを調査した。

2 実験結果と考察

(1) 溶体化処理

300mm平ヤスリおよび丸ヤスリの圧延材を 800, 850, 950°CのA₁点以上の温度に加熱し網状の炭化物をオーステナイト中に固溶させたのち水冷, 油冷, 空冷した。試料のカタナは図1に示すごとくで, 水冷の場合は溶体化温度が高くなるにつれてマルテンサイトが荒くなり, また残留オーステナイトが多くなるため焼入カタナは低くなっている。

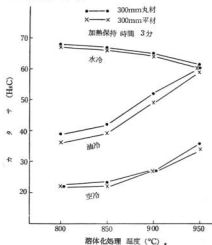


図1 溶体化処理とカタナの関係

これに反し, 油冷, 空冷では冷却速さが遅いため高温にならなければカタナの上昇が見られない。またこれらの試料の顕微鏡組織は表2に示すように水冷, 油冷の試料では網状の炭化物は溶体化温度が高くなるにつれてオーステナイト中に多く固溶し, 950°Cでは炭化物は非常に

少なく微粒となっている。空冷では溶体化温度が高いと一度オーステナイト中に固溶した炭化物は冷却速さが遅いため再び析出して小さい網状の炭化物を生じている。

写真1の上段は表2の油冷試料(300mm平ヤスリ)の顕微鏡組織で, 写真中の白い網状および小粒が炭化物であり, 950°Cの写真の白い部分は残留オーステナイトである。これらの写真で溶体化処理温度の差による炭化物の固溶程度および組織の変化を知ることができる。

表2 溶体化処理組織

熱処理°C	組	織
800 水冷	M+網状C切断+小粒C	
850 "	M+網状C痕跡+小粒C	
900 "	やや荒いM+小粒C	
950 "	荒いM+微粒C+残留A	
800 油冷	S+網状C切断+小粒C	
850 "	S+網状C痕跡+小粒C	
900 "	M+T+小粒C	
950 "	やや荒いM+微粒C+残留A	
800 空冷	F+網状C切断+球状化C	
850 "	F+網状C痕跡+球状化C	
900 "	小網状C+擬球状化C	
950 "	小網状C+微細P+S	

F: フェライト P: パーライト
S: ソルバイト T: トルースタイト
M: マルテンサイト A: オーステナイト
C: 炭化物

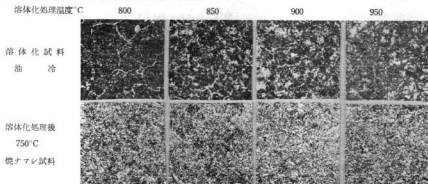


写真1 溶体化処理の球状化組織(×400)

(2) 球状化焼ナマシ処理

(a) 溶体化—焼ナマシ処理

前項の溶体化処理によって圧延時の網状炭化物を種々固溶させた試料を、700、725、750、775、800°Cで4時間保持し球状化焼ナマシを行ない、その球状化の状態および焼ナマシカタサを調査したところ、表3に示すような結果を得た。表中の組織のタイプは前報告⁽³⁾で分類したごとく球状化の状態をしめすものでC型は粒界炭化物の長さが巾の10倍以上、D型は4~10倍、E型は2~4

倍、F型は2倍以下のものでF型が完全球状化に近い組織を示す。ヤスリの製造工場で一般に使用されている球状化組織はD型のもので非常に多く見受けられる。またCm(炭化物)の大きさAは、大きい炭化物の巾が3 μ 以下、Bは大きい炭化物の巾が3 μ 以上、同表によるとこの300mm平ヤスリ材では、800°C油冷による溶体化処理したものは、表2に示すように圧延時の網状炭化物が切断された状態で残存しているのでこれを700°C、725°C、750°C、で4時間程度焼ナマシすると炭化物の

表3 球状化処理と組織およびカタサの関係

焼入温度 °C	冷却法	焼 ナ マ シ		300 mm 平 ヤ ス リ 材			300 mm 丸 ヤ ス リ 材		
		温度°C	時 間	組織のタイプ	Cmの大きさ	カタサHsB	組織のタイプ	Cmの大きさ	カタサHsB
800	水 冷	725	4	D	B	93	F	A	91
		775	〃	E	B	93	F	A	90
	油 冷	700	〃	C	B	97	D	B	96
		725	〃	D	B	94	E	B	92
		750	〃	D	A	93	E	A	92
		775	〃	E	B	93	E	B	92
		800	〃	E	B	93	F	B	91
		725	〃	D	B	93	E	B	92
	775	〃	E	B	92	F	B	91	
	850	水 冷	725	〃	E	B	91	F	B
775			〃	E	B	92	F	B	91
油 冷		700	〃	D	B	100	D	A	99
		725	〃	E	B	93	E	A	92
		750	〃	E	A	93	E	A	91
		775	〃	E	B	93	E	B	91
		800	〃	E	B	93	F	B	91
		725	〃	E	B	93	E	A	91
775		〃	E	B	92	F	B	90	
900		水 冷	725	〃	E	B	92	F	A
	775		〃	E	B	92	F	B	92
	油 冷	700	〃	E	A	98	E	A	99
		725	〃	E	A	93	F	A	91
		750	〃	E	A	92	F	A	91
		775	〃	E	B	92	F	B	91
		800	〃	E	B	92	F	B	91
		725	〃	E	B	92	F	A	90
	775	〃	E	B	92	F	B	90	

950	水 冷	725	〃	E	A	93	F	A	92
		775	〃	E	B	93	F	B	91
	油 冷	700	〃	D	A	101	C	A	100
		725	〃	D	A	96	C	A	100
		750	〃	E	A	93	E	B	92
		775	〃	E	B	93	E	B	92
		800	〃	E	B	93	E	B	90
	空 冷	725	〃	D	A	93	E	A	91
		775	〃	E	B	93	E	B	92

固溶がほとんどないため焼ナマリ組織タイプはC・Dでありよくない。しかし775°C、800°Cの焼ナマリでは残存している炭化物がオーステナイト中に一部固溶され細状炭化物をさらに切断するため組織もEタイプとなり一応の球状化の目的をたはしている。炭化物の大きさは750°Cでは3 μ 以下でよいが、725°C以下では溶体化時の残留炭化物のため、また775°C以上の高温では炭化物の凝集のため炭化物の大きさはやや大きい。800°C水冷による球状化は焼ナマリ温度が低い725°Cではよくないが、775°Cは一応Eタイプとなっている。炭化物の大きさは725°Cでは残存炭化物があるためまた775°Cでは焼ナマリ温度が高いためやや大きい。800°C空冷の試料も水冷の場合と同様の結果である。つぎに850°C油冷による溶体化処理したものは、表2に示すように圧延時の細状炭化物の痕跡状態で残存しているのを、これを変態点以下の700°Cで4時間程度焼ナマリをすと残存炭化物はそのまま残り球状化組織はDタイプでありよくない。しかし焼ナマリ温度725～800°Cでは炭化物の固溶により一応Eタイプになるが、炭化物の大きさは750°Cで3 μ 以下、775～800°Cではやや大きくなっている。850°C水冷試料では、急冷のため炭化物がマルテンサイト中に固溶されるため725°C、775°Cの焼ナマリでEタイプとなっているが炭化物の大きさは3 μ 以上である。850°C空冷の試料も水冷の場合と同様の結果である。つぎに900°C油冷による溶体化処理したものは、表2に示すように炭化物は小粒として残存しているのて、700～800°Cの焼ナマリ組織のタイプはEとなって球状化組織はよい、しかし炭化物の大きさは低温側では小さく775°C、800°Cの高温側ではやや大きくなっている。900°C水冷および空冷の試料も油冷の場合と同様である。つぎに950°C油冷による溶体化処理したものは、炭化物は微粒で少量残存しているが、荒いマルテンサイトおよび残留オーステナイトが多く残っているため、700、725°Cの焼ナマリ組織はよくない。しかし、750～800°CではEタイプとなっている。炭化物の大き

さは775、800°Cの高温側ではやや大きくなっている。950°C水冷および空冷の結果も油冷の場合と同様である。

写真1の下段は、800、850、900、950°Cに加熱後油冷した試料を、750°Cで4時間球状化焼ナマリを行なった試料の組織で、溶体化組織との関連がよく知れる。

300 μ 丸ヤスリ材の球状化の傾向は、300 μ 平ヤスリ材の結果と同様の傾向をもっているが、300 μ 丸ヤスリ材の方が、圧延比が高いため一般に球状化組織はよい。焼ナマリカタサは、目切をするためには、鉄ヤスリではH₈B90～93がよいが、組織がE、Fタイプのものはほとんどこのカタサの範囲内におさまっている。

以上の結果より球状化組織をよくするには一般に前処理の溶体化処理温度は高い方がよく、焼ナマリ温度としては750～800°Cがよい結果を得ているが、焼ナマリ温度が高くなると逆に炭化物の大きさが大きくなる傾向がある。水冷、油冷、空冷の冷却法による焼ナマリ組織差は炭化物をマルテンサイト中に完全に固溶させている水冷がもっともよいように思われる。しかし水冷の場合は試料に割れを生じる恐れがある。

(b) 溶体化-焼ナマリ組織の繰返し処理

前項の実験で溶体化-焼ナマリ処理を行なうと球状化状態が相当改善されることが知れたが、この処理を繰返すとさらに球状化状態がよくなるものと考えられるので、前実験で球状化処理した試料の内裏4の中段および下段に示す試料をさらに800°C水冷後775°C4時間の溶体化-焼ナマリ組織の繰返し処理を行なったところ同表に示すように球状化組織は非常によく全試料がFとなり、炭化物の大きさは800、850°Cの空冷ではやや大きい他の試料は小さく、カタサはH₈B91～92になり十分に軟化している。

これらの試料のうち800、850°C水冷、775°C焼ナマリ後800°C水冷、775°C焼ナマリ組織の繰返し処理を行なった試料の球状化組織は、写真2に示すように特に良好な

表4 繰返し処理と組織およびカタナの関係

第 1 回 処 理					第 2 回 処 理					
焼入温度 °C	冷却法	焼 ナ マシ		組 織 の タイプ	水焼入の 温度 °C	焼 ナ マシ		組 織 の タイプ	Cm の タイプ	カタナ H _{RC}
		温度°C	時 間			温度°C	時 間			
		725	4	C	800	775	4	E	A	92
		750	〃	D	〃	〃	〃	F	A	91
		775	〃	D	〃	〃	〃	F	A	91
		800	〃	E	〃	〃	〃	E	B	92
800	水 冷	775	〃	E	〃	〃	〃	F*	A	92
	油 冷	750	〃	D	〃	〃	〃	F	A	91
	油 冷	775	〃	E	〃	〃	〃	F	A	91
	空 冷	775	〃	E	〃	〃	〃	F	B	91
850	水 冷	775	〃	E	〃	〃	〃	F*	A	91
	油 冷	750	〃	E	〃	〃	〃	F	A	91
	油 冷	775	〃	E	〃	〃	〃	F	A	91
	空 冷	775	〃	E	〃	〃	〃	F	B	91

※印の球状化状態は特によい

800°C 水 冷
775°C 焼ナマシ
800°C 水 冷
775°C 焼ナマシ



850°C 水 冷
775°C 焼ナマシ
800°C 水 冷
775°C 焼ナマシ



775°C 焼ナマシ
800°C 水 冷
775°C 焼ナマシ



800°C 焼ナマシ
800°C 水 冷
775°C 焼ナマシ



写真2 繰返し溶体化処理の球状化組織 (×400)

組織となった。

また使用済みのヤスリ材を使用して、ヤスリを製作した目立替ヤスリが、一般によく切れるといわれているが、この理由の一つに焼ナマシ—焼入—焼ナマシの繰返し溶体化処理による球状化組織の向上が考えられるので、表4の上段に示すように、725、750、775、800°Cの焼ナマシ後800°Cより水冷し、この試料を更に775°Cで焼ナマシその球状化状態を調査したところ同表のように球状化組織の向上が見られ特に750、775°C焼ナマシ、800°C水冷後、775°Cの焼ナマシをした試料は組織はFとなり、炭化物の大きさも小さくなった。しかし初めに800°Cで焼ナマシしたものは高温のため炭化物が凝集する傾向があるので炭化物の大きさはやや大きい。これらの球状化組織を写真2に示す。

以上の結果より、溶体化—焼入の繰返し処理はヤスリ

素材の球状化組織を相当向上させることが知れた。

Ⅱ 切削性能試験

1 実験方法

(1) 試料の作成

前項の実験結果により、溶体化処理又は、溶体化の繰返し処理をすることにより、ヤスリ素材の球状化組織を相当改善することが知れたので、これを工場で実際に採用する場合、作業性、コストの上昇、現有設備など種々の面から考えて溶体化処理—焼ナマシの処理が適当と思われるので、圧延材（化学組成はS K S 8に相当）の同一ロット中より溶体化処理をしたものNo. 1と溶体化処理をしないものNo. 2を採取し焼ナマシ以後の工程および製作条件を同一にして250mm×中目ヤスリを製作しこ

これらの切削性能を比較した。No. 1の製作条件は圧延材-800°C水焼入-球状化焼ナマシ-目切り-790°C水焼入-100°C 1時間焼モデルで、球状化焼ナマシは実生産と同様な条件で工場の重油炉を使用し、図2に示めすような温度曲線で作業を行なった。同図によると作業時間3時間30分から5時間の時、温度を低下させているがこれは炉内の焼ナマシ材の温度を均一にする目的で行ったものである。焼入は工場の鉛浴を使用した。

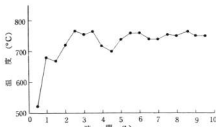


図2 焼ナマシ作業時間

(2) 切削試験

切削試験は佐々木式ヤスリ性能試験機を使用し、つぎの条件で試験を行なった。

被切削試験片: SKS 8 10mmφ カタサ H₈C41
直圧力: 2.0kg
切削行程長さ: 80mm
切削速さ: 毎分23回

この試験法はヤスリの切削時の切削力 (F kg) と直圧力 (P kg) とにより切削割合 $R = \sqrt{F^2 + P^2}$ を求め 500 行程ごとにおける切削量 (Q g) とにより切味 $C = Q/R$ を求めるようになっていて、これによりヤスリの切味および耐久力の変化を調べた。

2 実験結果と考察

写真3は800°C水冷後球状化焼ナマシをしたNo. 1の試料の組織で組織のタイプはEとFの間で溶体化処理をしない試料2のDタイプよりよい。図3は溶体化処理をしたヤスリ No. 1 と溶体化処理をしないヤスリ No. 2 の切削性能試験結果で、この結果より、No. 2の初期の切味がNo. 1よりややよくなっている理由としてはNo. 2の切味が不完全球状化組織のため素材カタサがやや高いため、タガネによる目立て時にNo. 1よりも鋭い目が立てられるため、切味がよくなるものと思われる。またNo. 1の切削耐久力がNo. 2よりもよい理由としてはNo. 1の方が完全球状化組織のため素材カタサがやや低いので目立て時にNo. 2よりも深い目が切れること、さらに小さい球状炭化物が均一に分布していることが考えられ

250μm 平中目ヤスリ

800°C水冷

焼ナマシ



写真3 球状化焼ナマシ組織 (×400)

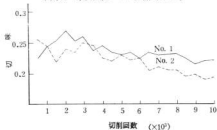


図3 切削性能試験結果

る。この実験結果より溶体化処理後焼ナマシ処理をおこない球状化組織を改善することは、ヤスリの切削耐久力を相当向上させる効果のあることが知れた。

IV 結 言

ヤスリの切削耐久力を向上させる目的でヤスリ素材の炭化物の大きさおよび分布状態を改善するため様々な条件で溶体化処理を行ないその球状化の効果を調べるとともに、工場で実際可能な処理法を選定しこの処理により球状化組織を改善した素材を使用してヤスリを製作しその耐久力の向上について研究した結果つぎのことが知れた。

1. 従来工場で行なわれている球状化焼ナマシ工程の前に溶体化処理を行うと球状化組織を相当改善することができる。
2. 溶体化処理温度は800~900°Cの温度範囲では炭化物をより多く固溶させるため高温側がよい。
3. 溶体化処理後の冷却法は固溶した炭化物をより多く常温まで保持する水冷が最もよく、油冷、空冷がこれにつく、しかし圧延材を水冷により溶体化処理する場合は焼割れを生じる恐れがあり、特に溶体化処理温度が高くなるとこの傾向は大となる。水冷法を使用する場合は圧延材を球状化処理しその後溶体化処理を行なう繰返し処理がよい。
4. 溶体化処理後の焼ナマシ温度は750~775°Cの範囲がよく、725°C以下の焼ナマシ温度では溶体化処理温度が800~850°Cの場合炭化物の大きさがやや大きく、球状化組織もやや悪い。800°Cの焼ナマシ温度では炭化

物の凝集のため炭化物がやや大きい。

5. 溶体化焼ナマシの繰返し処理は球状化組織の改善に一層効果的である。

6. 圧延材—800°C 水冷—焼ナマシ処理を行ない球状化組織を改善した素材を使用したヤスリの切削耐久力は、行なわないものよりも相当向上する。

本研究の結果により溶体化処理を工場に採用する場合、工場の現有設備、作業性、生産コスト、溶体化処理による素材割れなど種々の面より考慮すると、圧延材—溶体化処理（油冷）—焼ナマシまたは、圧延材—焼ナマシ—溶体化処理（水冷）—焼ナマシの処理の採用が適当と思われ、この方法を実際に採用しヤスリの切削耐久力を向上させている工場もある。

終了にのみ本研究を行なうにあたり協力をおしめられなかった山陽鋳造所に深くお礼申し上げます。

文 献

- 1) 石田, 刈山: 本報告 No.10 (1965) 21
- 2) 佐久間, 池田: 本報告 No. 6 (1958) 20
- 3) 豊永, 脇: 本報告 No. 3 (1953) 1

ヤスリの熱処理に関する研究 (第19報)

ヤスリ鋼の火造作業が球状化焼ナマシにおよぼす影響

石 田 節
刈 山 信 行

1 緒 言

ヤスリの製作工程中には、圧延材をヤスリの形状に成形するためヤスリの中央部より先の部分および柄の部分にたいし、火造作業が行なわれていて、特に先の部分の火造作業の良否は、ヤスリの品質の良否に相当影響しているものと考えられる。すなわちヤスリ素材は、炭素を1.2~1.5%含有しているため標準鍛造温度は、950~1100°Cであるが加熱温度の高すぎによる素材の焼焼、火造温度の不適による素材組織の悪化、火造仕上げ温度の低すぎによる火造割れなどの諸問題が、火造作業の不適正により生産現場でしばしば起こっている。

これらの問題のうち素材の焼焼、火造割れなどは、比較的容易に解決できるが、火造による圧延組織の変化は外観的に知ることができず、また火造により組織を悪くした場合には、次工程の球状化焼ナマシ処理によりヤスリとしての良好な球状化組織にすることが困難のように思われる。

ヤスリの火造が行なわれない部分、すなわち圧延材の球状化焼ナマシについては、従来種々の研究を行ってきたが、¹⁾²⁾³⁾⁴⁾圧延材を再加熱しこれを火造した場合の組織の変化およびその後の球状化焼ナマシの影響については、

調査したことがないので、ヤスリ製造工場の火造作業の指導の資料とするため、本研究では圧延材を種々な温度に加熱し、加熱温度ならびに加工度の差による火造組織の変化と、これらの組織が球状化焼ナマシにおよぼす影響について調査した。

1 試料と実験方法

1 試 料

実験に使用した試料は、300mm 平ヤスリ用圧延素材で試料の大きさは、30×8×78mmでその化学成分は、表1に示すようにJIS, SKS8に近似したものである。

表1 試料の化学成分 (%)

C	Si	Mn	P	S	Cr
1.29	0.12	0.28	0.013	0.014	0.45

2 実験方法

試料の加熱は、6.3KWシリット炉を使用し、この炉を900, 1000, 1100, 1200°Cの各温度に保持したなかに前記の試料を入れ、試料の温度が炉温になって約1分間保持し、炉よりだして100kg ベッヘ型空気炉により、試料の中央より先の厚さを減少させ、図1に示すような形状

に仕上げたのち試料は空冷した。

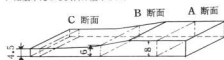


図1 試料採取位置

実際に工場で行なわれている300mm平ヤスリの火造作業は、断面30×8mmの圧延材を約315mmに切断し柄部を約20mm熱間打抜きこれを火造して約75mmの柄に仕上げ、つぎにヤスリの先の部分は著材の約1/2を火造温度に加熱し、この部分から先を火造して先端の厚さを約5mmになるように断面厚さを次第に減少して作業が終わっている。この作業により圧延材の組織が変化する場所は、先端から約1/2の個所の火造温度に加熱され加工されない材厚8mmの所から先の材厚を減少させた部分となるので、本実験では火造した試料を図1に示すように断面厚さ8、6、4.5mmの個所をA、B、C、の断面で切断し、断面厚さ8mmの試料で加熱による組織変化、断面厚さ6、4.5mmの試料で加熱および加工による組織変化ならびにカタナの変化をしらべた。さらにこれらの試料を3.2KW

マップル炉を使用し、300mm平ヤスリ圧延材の球状化焼ナマシに好結果をえた。750°C 4時間保持の球状化焼ナマシ処理を行い、加熱および火造による組織の変化が球状化におよぼす影響ならびに焼ナマシカタナをしらべた。

II 結果と考察

1 火造による組織の変化

圧延材を900、1000、1100、1200°Cに加熱し火造後空冷した試料の組織およびカタナ測定の結果は、表2および写真1、2の上段に示すように圧延組織が加熱および火造により相当変化していることが加れる。

すなわち900°Cに加熱後空冷した材厚8mmのA断面の組織は写真1の上段900°Cの写真で示すように、圧延材の組織にくらべると網状の炭化物は切断されパーライト部の炭化物は球状化している。つぎ圧延材を加熱後熱間加工により材厚を6、4.5mmと減少させ空冷したBおよびC断面の組織は加工により炭化物はさらに小粒となっている。写真2の上段900°Cの写真はC断面の組織で炭化物はほとんど球状化している。

表2 火造および球状化焼ナマシ試料の組織とタイプ

火 造 試 料			球 状 化 焼 ナ マ シ 試 料		
加熱温度 °C	試料の厚さ mm	カタナ H _{RC}	組 織	カタナ H _B	組 織 (組織のタイプ)
圧 延 材	8	36	網状C、地P	94	球 状 化 (D)
900	8	27	網状C切断、地疑球状化	93	球 状 化 (E)
	6	26	網状C小さく切断、地疑球状化	93	〃 (F)
	4.5	25	同 上	93	〃 (F)
1000	8	34	網状C、結晶粒小、地P網	93	球状化(D)網状C直跡
	6	37	状C切断、結晶粒ひずむ、地P	92	球状化(E)、(脱方向性あり)
	4.5	38	同 上	93	同 上
1100	8	38	網状C、微細針状Cあり、結晶粒大、地P	95	球状化(C)、網状C切断
	6	37	網状C、微細針状C少し、結晶粒中、地P	94	球状化(D)、網状C直跡
	4.5	37	同 上	93	同 上
1200	8	41	針状C多し、結晶粒大、地P+S	96	球状化(C)、針状C切断
	6	40	同 上	96	同 上
	4.5	40	同 上	96	同 上

C：炭化物、P：パーライト、S：ソルバイト

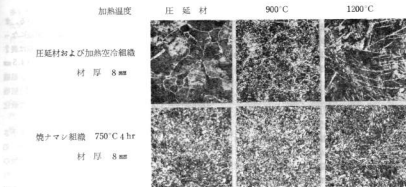


写真1 加熱による組織変化および球状化焼ナマン組織(×400)

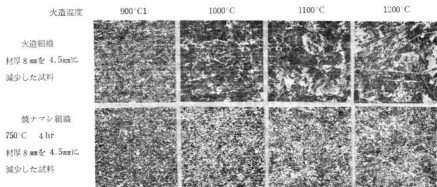


写真2 火造による組織変化および球状化焼ナマン組織(×400)

このため試料のカタナは加工度が多いほど軟らかくなっている。

つぎに1000°Cに加熱後空冷した材厚8mmのA断面の組織は、圧延組織よりも結晶粒は小さく鋼炭化物の中は非常に細くなっている。また圧延材を熱間加工して材厚を減少させ空冷したBおよびC断面の組織は、鋼炭化物がやや切断していて結晶粒は加工方向にのびた組織になっている。写真2の上段1000°Cの写真はC断面の組織で結晶粒がややひずんでいる。このため試料のカタナは900°Cの場合とことなり加工度が多い試料がやや硬くなっている。

つぎに標準鍛造温度の最高の1100°Cに加熱後空冷した材厚8mmAの断面の組織は、圧延組織には浮現しているが鋼炭化物の中は、やや細くなって微細な針状炭化物がすこし現われている。また圧延材を熱間加工して材厚

を減少させ空冷したBおよびC断面の組織は、加工しないものとあまり変りがないが結晶粒はやや小さく針状炭化物も少ない。写真2の上段1100°Cの写真はC断面の組織で圧延組織にやや似ている。試料のカタナも圧延材とはほぼ同様である。

つぎに標準鍛造温度よりも高い1200°Cに加熱後空冷した材厚8mmのA断面の組織は、写真1の上段1200°Cの写真で示すように針状炭化物が大きく成長した組織になっている。また圧延材を熱間加工して材厚を減少させ空冷したBおよびC断面の組織は、加工しないものとあまり変りがない。写真2の上段1200°Cの写真はC断面の組織で針状炭化物組織となっていて熱間加工の効果は現われていない。試料のカタナは圧延材よりも硬くなっている。

以上の結果により、圧延材を900°Cに加熱すると加熱

温度はA_α線以下の温度となり、オーステナイト中に網状炭化物の一部が固溶した状態となっているので、これを空冷すると残った炭化物の粒が核となって凝球化の組織となり、またこの温度で加工すると残留した炭化物が細粒化され、空冷した組織はさらに球状化に近い組織になるものと考えられる。

1000°Cに加熱すると、加熱温度はA_α線直上の温度となり、オーステナイト中に炭化物が完全に固溶した直後の状態でオーステナイト粒が小さく、これを空冷すると結晶粒の小さい網状炭化物組織となり、この温度で加工するとオーステナイト粒がつぶれ加工温度が低下してA_α線以下になるため空冷した組織は、火造方向にのみ結晶粒をもつ網状炭化物がやや切断された組織になるものと考えられる。

1100°Cに加熱すると、加熱温度はA_α線より約150°C高い温度となり、やや成長したオーステナイト組織となるので、これを空冷すると微細な針状炭化物をすこしもつ圧延組織に似た網状炭化物組織となり、この温度で加工すると、オーステナイト粒は火造方向にのびるが、加工温度が高いので結晶粒のひずみは回復し、空冷した組織は加工しない組織に似てくるものと考えられる。

1200°Cに加熱すると、加熱温度はA_α線より約250°Cも高く溶解開始温度に近いのでオーステナイト粒は非常に大きくなっているのを、これを空冷すると粗い針状炭化物組織となり、この温度で加工しても加工温度が非常に高いので加工の効果は全くなく、空冷した組織は粗い針状炭化物組織になるものと考えられる。

2 球状化焼ナマシ組織

前項で述べたように、加熱および火造により種々変化した組織の試料を750°Cで4時間保持して球状化焼ナマシ処理を行い、球状化の状況ならびにカタサをしらべその結果を表2および写真1、2の下段に示した。表中の組織のタイプは以前の報告⁴⁾で分類したように球状化の状態をしめすもので、(C)型は粒界炭化物の長さが巾の10倍以上、(D)型は4~10倍、(E)型は2~4倍、(F)型は2倍以下のもので完全球状化に近い組織をしめす。ヤスリの製造工場で、一般に使用されている球状化組織は300μm平ヤスリではD型のものが非常に多く見受けられる。

圧延材を750°C、4時間保持して球状化焼ナマシ処理した組織は写真1の下段圧延材の写真でしめすように球状化のタイプはDとなっているが、900°Cに再加熱後空冷して凝球化の組織になったA断面の試料を焼ナマシ処理した組織は、前報告の溶体化処理を行ったことになり、写真1の下段900°Cの写真でしめすように球状化

のタイプはEとなり、球状化組織はよくなっている。また900°Cで火造後空冷して球状化組織に近い組織になったBおよびC断面の試料を焼ナマシ処理した組織は表2でしめすように球状化タイプはFとなり、材厚を4.5mmに減少させた加工度の多いC断面の試料の焼ナマシ組織は写真2の下段900°Cの写真でしめすように球状化組織は非常によくなり、目立て作業に適当なカタサまで軟化している。

つぎに1000°Cに再加熱後空冷して圧延材よりも小さい網状炭化物の組織になったA断面の試料を焼ナマシ処理した組織は球状化のタイプはDとなり、網状炭化物の痕跡がある。また1000°Cで火造後空冷した圧延材よりも小さい一方にひずんだ網状炭化物がやや切断した組織になったBおよびC断面の試料を焼ナマシ処理した組織は写真2の下段1000°Cの写真でしめすように加工のため球状化タイプはEとよくなっているが、炭化物粒のなかには加工方向にならんだものがあり、目立て作業に適当なカタサまで軟化している。

つぎに1100°Cに再加熱後空冷して、針状炭化物をもつ圧延材とはほぼ似た組織になったA断面の試料を焼ナマシ処理した組織は、球状化のタイプCとなり、網状炭化物は切断された組織でよくない。また1100°Cで火造後空冷して針状炭化物も少なく結晶粒の小さくなったBおよびC断面の試料を焼ナマシ処理した組織は、写真2の下段1100°Cの写真でしめすように加工のため球状化のタイプはDとなり、加熱のみの試料よりもやや球状化組織は改善されていて、目立て作業にやや不適当なカタサである。

つぎに1200°Cに再加熱後空冷して粗い針状炭化物をもつA断面の試料を焼ナマシ処理した組織は、写真1の下段1200°Cの写真でしめすように、球状化のタイプはCとなり針状炭化物が切断した粗い組織で、球状化組織は非常によくない。また1200°Cで火造後空冷したBおよびC断面の試料は熱間加工の効果はまったくなく加工しない試料と同様に焼ナマシ組織は写真2の下段1200°Cの写真でしめすように、球状化のタイプはCで球状化状態は非常に悪く目立て作業に不適当なカタサである。

一般に圧延材の球状化焼ナマシ組織を改善するには従来の研究結果より第1に圧延度、すなわち加工度を多くして圧延材の網状炭化物組織を小さくすること¹⁾、第2に圧延材を再加熱して水冷、油冷、空冷して網状炭化物を切断することであるが、以上の結果より火造により再加熱後空冷され、あたかも球状化組織の一改善法である溶体化処理をされる箇所でも加熱温度が1000°C以上になると加熱後空冷しても球状化組織は改善されないでむしろ悪化している。また火造加工を受ける場合、加工度が

多い程よいが、加工温度が1100℃以上になると加工のための組織改善の効果はまったくなく、球状化組織は悪化していることが知れた。

IV 結 言

圧延材をヤスリの形状に成形する目的で火造作業が行なわれるが、この火造作業の加熱温度ならびに加工度が次工程の球状化焼ナマシ作業後の球状化組織の良否に影響するかを調査したところつぎのようなことが知れた。

1. 圧延材を900℃に再加熱後空冷し球状化焼ナマシ処理をすると、再加熱しない場合よりも球状化組織は改善される。さらに火造加工をすると加工のため組織は一層良好となる。
2. 圧延材を1000℃に再加熱後空冷し球状化焼ナマシ処理をすると、再加熱しない場合とほぼ同じ球状化組織になるが、火造加工すると加工のため組織はやや改善される。
3. 圧延材を1100℃に再加熱後空冷し球状化焼ナマシ処理をすると再加熱しない場合よりも球状化組織は悪化するが火造加工をすると加工のため組織の悪化はやや回復される。
4. 圧延材を1200℃に再加熱後空冷し球状化焼ナマシ処理をすると再加熱しない場合よりも球状化組織は非常に悪化し、火造加工をしても加工の効果はまったくな

く球状化組織は非常に悪い。

一般に製造工場で行なわれている火造作業温度はヤスリ鋼の標準鍛造温度の950～1100℃の範囲内であるが、本研究の結果より、火造作業で加熱されて加工されないヤスリの先から尾付近では加熱温度を900℃以下にしないと、また火造加工されるヤスリの先の部分でも最高火造温度を1000℃以下にしないと球状化組織に悪影響をおよぼすので、このような温度範囲以下で火造作業を行なうのがよく、これによりヤスリ材の溶体化処理および加工の結果を活用でき良好な球状化焼ナマシ組織の素材が得られる。

以上の事項を製造工場では参考にされ火造作業による球状化組織の悪化を防止されるよう望みます。

終わりにのぞみ、本研究にご協力をいただいた近畿大学学生、大森輝男・三好瑛二・長崎羊一君に深く感謝します。

参 考 文 献

- 1) 佐久間、久村：本報告 No. 2 (1952) 38
- 2) 内藤、佐久間：〃 No. 5 (1954) 44
- 3) 佐久間、内藤、油田：〃 No. 7 (1958) 7
- 4) 石田、岡山：〃 No. 10 (1965) 21
- 5) 石田、岡山：本誌 No. 11 (1967)

ヤスリの熱処理に関する研究 (第20報)

ヤスリ鋼の焼入性におよぼす加熱条件と素材炭化物の影響

加 場 正 義
横 山 安 樹

I 緒 言

鋼材の焼入れで得られる表面カタナは炭素の含有量で大きく変化するものであり、一方焼入れによる硬化深度はおもに合金元素や結晶粒度などに影響されることはよく知られている。

一般に鋼の焼入性をよくする原因はソルバイト変態を遅らせることであり、つぎのような因子が考えられる。

(1) オーステナイト中にいろいろな特殊元素が溶解していること、(2) オーステナイト粒度が粗いこと、(3) 焼入温度でのオーステナイトが単相であること、(4) オーステナイトの化学成分が均一であることなどである。また逆に焼入性を悪くするような原因としてはオーステナイトがトルースタイトやソルバイトへの変態を容易にする因子があることで、

(1) オーステナイト中に不溶の炭化物や非金属 inclusion

が分散していること、(2) オーステナイト結晶粒度が微細であること、(3) オーステナイト中の化学成分が不均一であることなどは焼入性が悪くなる原因である。

したがってヤスリ鋼でも結晶粒度のほか、一定のオーステナイト化温度で、一定の保持時間にした場合に炭化物の固溶量が素材炭化物の形状と分布によって変わり、これに伴う焼入性の影響が考えられる。

さらにヤスリ鋼の円柱における焼入性、すなわち焼入条件や素材組織によってマルテンサイトとトルースタイトが混在しはじめるような組織が焼入れ表面から中心に向かってどの程度の距離の変化があるか、またマルテンサイトとトルースタイトの比率による実用的なカタサなどの関係を知っておくことは、一般の工具類にも冷却条件の決定に重要なことである。

そこでわれわれは前回と同じヤスリ鋼を用い、炭素量は一定で前処理による素材炭化物の形状分を变化させて焼入性と加熱条件の関係をあきらかにしたものである。

II 試料と実験方法

実験に用いた試料は前回と同じように表1に示すように1.21% C, 0.3% Crを含む、JIS規格SKS8に相当する材料であり、表2にその前処理とカタサを示す。試料S Cは900°Cから水冷し、ついで700°Cで3hr保持して水冷したものである。試料C Pは950°Cの高温から水冷したもので網状炭化物とパーライト組織をしている。試料H Rは760°Cで焼なましをおこない、ついで780°Cで焼入れさらに600°Cで焼もどした試料で、カタサは3試料中もっともかたい。これらの試験棒の頭

表1 試料の化学成分(%)

C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Cu	V
1.21	0.14	0.21	0.012	0.010	0.30	0.07	0.11	0.05

表2 試料の前処理、組織ならびにカタサ

記号	前 処 理	組 織	カタサ (HV)
S C	900°C(20min)→W.Q. 700°C(3hr)→F.C	球状炭化物 +パーライト	22
C P	950°C(20min)→F.C	網状炭化物 +パーライト	23
H R	760°C(1hr)→F.C→780°C (min)→W.Q→600°C(1hr) →A.C	球状炭化物 +焼もどし ゾルバイト	35

微細組織を写真1(a), (b), (c)に示すように前処理によって遊離炭化物の形状分布がいちるしく異なっているのがわかり、試料C Pのオーステナイト粒度番号はN=

5に該当している。

試験片の形状寸法は図1のように特殊寸法であり、JOMINI試験装置はASTM Specification A255-48 T³⁾によって製作したもので、その概要は前回で報告したとおりである。

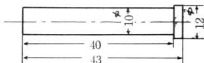


図1 試験片寸法(mm)

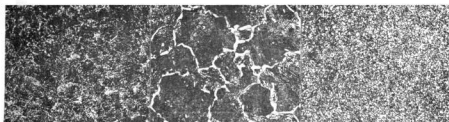
表3 要因と水準

要 因	水 準		
	1	2	3
オーステナイト化温度 °C	780	800	850
加熱速度 °C/min (F.C加熱) (電熱炉加熱)	225	110	—
保持時間 min	4	8	13
炭化物の分布と大きさ	球状・大	網 状	球状・小

実験は表3のように要因と水準を与えて、これらの水準をいろいろ組合せて実験を行なった。炭素含有量は1.21%で一定であり、炭化物の分布と大きさ、すなわち炭化物の表面積を前処理により変化させ、硬化深さに対してオーステナイト化温度、加熱速度(加熱方法の差による熱流れ効果)、保持時間の影響をみた。

加熱方法は所定の温度に保持したPb(鉛)浴に浸漬し、引上げまでを保持時間とした。この場合の加熱速度(試料温度が800°Cに到達する平均加熱速度)は225°C/60Secである。徐加熱方法としては焼入温度に保った電気炉中に挿入しその加熱速度は800°Cで約110°C/60Secとなる。試料に加熱履歴を与える方法は図2(a)のようにある温度に保持し連続的に温度をあげた試料と図2(b)の加熱した試料と比較した。

カタサ測定は試験片を完全したのち試片の全長にわたって0.4mmの厚さだけ180°対面を平行に研磨し、研磨油による組織変化の検出を5% Nitalで高倍確認し、ロップウエルカタサ試験機のCスケールで行なった。焼入れ端から1.5mmより8個所を2mmおき、ついで5mmおきに4個所を測定し、さらに検鏡により残留炭化物の大小や分布状態なども調査検討した。



(a) 試験片 S C

(b) 試験片 C P

(c) 試験片 H R

写真1 ヲヨミー試験片の素材組織

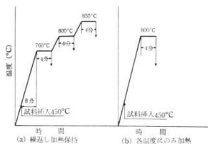


図2 加熱履歴試験片の加熱曲線

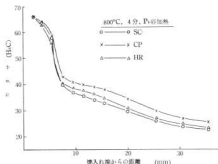


図3 素材炭化物の形状分布と焼入れ性

II 結果と考察

1 硬化深さにおよぼす素材組織の影響

素材炭化物の形状や分布状態が異った試料をヨヨミー試験機により一端焼入れし、素材組織をパフォーマーにより、焼入れ端からの距離とカッタの関係を図3～図6に示した。これらの結果はPb浴加熱および電気炉加熱、またおのおのオーステナイト化温度とも試料C Pが焼入れ性がもっともよいことが知れる。このような傾向は試料C Pでは、冷却に際して網状炭化物と接触するオーステナイトは冷却の途中一部炭化物を析出しながら、平衡状態図におけるA_{cm}線上の延長にしたがって、その附近の炭素濃度が増加するものと考えられる。このことは試料S Cに対してもしえるが、S CとC Pの異なることは球状炭化物試料に対して、炭化物のまわりのオーステナイトは他のオーステナイトよりも変態しやすい面積が実際には広いから、試料C Pの強硬冷速度は小さくなる。もう一つ考えられるのはオーステナイト粒に大きな巾をもつ網状炭化物・パーライト組織と球状炭化物組織では後者の場合、加熱時のオーステナイト結晶粒の成長が防止されて、ついで冷却時にパーライト変態の核となって変態

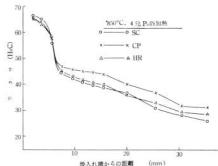


図4 素材炭化物の形状分布と焼入れ性

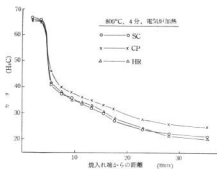


図5 素材炭化物の形状分布と焼入性

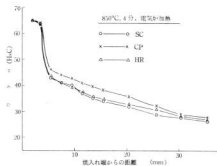


図6 素材炭化物の形状分布と焼入性

を助長して硬化深さが浅くなったものと考えることができ。

試料C Pは図4, 5, 6のように加熱方法やオーステナイト化温度に影響されることなく、写真2のようにオーステナイト結晶粒度が大きくそのうえ網状パーライト組織であることが、うえにのべたように2つの推論が成立つから、硬化深さがいちぢるしく大きいといえよう。試料HRとSCではいずれもHRがやや硬化深さがよいSとの差はわづかである。これは写真1, 3でわかるようにHRの素材炭化物がこまかく分布しており再加熱における溶解量が大であり、オーステナイト中の炭素濃度が上昇して硬化深さがわづか大きくなったものと推察できる。

2 硬化深さにおよぼす加熱温度と加熱方法の影響

過共析鋼でもオーステナイト化温度が変れば、他の条件が同一であっても焼入性は一致しない。これはセメントの固溶拡散などに関係し、また加熱時における試片への熱の伝達の相異、すなわち熱流れ効果 (heat-flow

effect) に関係しているとのべている⁵⁾。

そこで試料SC, CPにおいて加熱温度と保持時間を一定にして加熱速度と焼入性の関係をみたのが図7, 8である。図7からオーステナイト化温度 800°C ならびに850°CともPb浴加熱が電気炉加熱試料よりも焼入性がよいことが知れる。写真2, (a), (b)からわかるようにPb浴加熱した試料が残留炭化物の大きさが小さく、その数がやや少ない。これは加熱速度というよりも、Pb浴加熱による直接受熱量と電気炉での加熱による輻射受熱量による熱流れ効果に似た現象の差による結果であると思われる。したがって熱流れ効果により試料内の伝熱速度が異なるとすれば、炭化物のオーステナイト地への固溶量が異なり、Pb浴加熱した試料が炭素濃度が大きいことがいえる。また図8の試料CPでもPb浴加熱が硬化深さがよい。加熱温度800°Cと850°Cでは焼入性が一致していない。

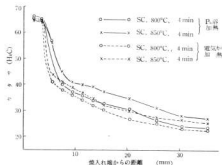


図7 加熱温度および加熱速度と焼入性

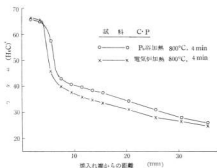
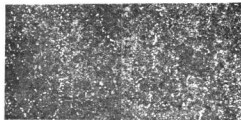


図8 加熱温度および加熱速度と焼入性



(a) 800°C (4min) Pb浴加熱試験片SC (b) 800°C (4min) 電気加熱試験片SC

写真2 加熱法の差による残留炭化物(×400)

亜共析鋼、すなわち0.5% C 鋼では電気炉での加熱試料が高周波加熱など急速加熱した試料がより焼入性がよいという報告がある。本実験での加熱方法では炭化物の溶解量の差から試料SC、CP、HRともPb浴加熱が硬化深度が大きいという結果を得た。

試料SC、HRを連続加熱する場合、Ac₁変態点からオーステナイト化終了までの変化は[Fe₃C+F]→[Fe₃C+A+F]→[Fe₃C+A]のように保持時間を終了させたのちはセメンタイトと均一あるいは不均一オーステナイトから焼入れすることになる。ここでFe₃Cは時間に比例して固溶量が増加することが考えられる。試料CPでも[P(Fe₃C+F)]→[P(Fe₃C+A+F)]→[P(Fe₃C+A)]ではパーライト組織を意味し、このFe₃Cは粒界に析出している残留顆粒炭化物であることが球状化試料とは異なる。A(オーステナイト)は粒界附近の不均一オーステナイトと粒内中心附近の均一オーステナイトの2種が共存していると推定される。このように炭化物と均一あるいは不均一オーステナイトの共存から焼入れるから加熱条件によりオーステナイト中に高炭素濃度の部分と低炭素濃度の部分が生じる。

つぎに一端焼入れの冷却過程を考えると、焼入れ端から急激にカタサが下る6~7mm附近は冷却速度が遅いから炭化物の周囲のオーステナイトは炭素濃度の減少によって大きな臨界冷却速度をもつことになり、したがって不均一オーステナイトがトルースサイトまたはソルバイト変態を促進させることになる。試料SC、HRは、この現象が強く作用し、試料CPはこの影響よりもさきにのべたオーステナイト結晶粒度の影響が大きくて焼入性がよくなっていると考えられることができる。

試料SCのPb浴加熱での最高カタサでは加熱温度800°C、4分で冷却端から1.5mmでH_{RC}67、加熱温度850°C H_{RC}66と最高カタサが低い。これは加熱温度50°Cの差で約5%残留オーステナイトが増加することから、残留オーステナイトの影響であるといおう考えることがで

きる。

3 硬化深さにおよぼす加熱保持時間の影響

素材組織の異った3種の試料における硬化深さにおよぼす加熱保持時間の影響をみるためにPb浴加熱でオーステナイト化温度800°Cとし、保持時間を4~13分に変化させて一端焼入実験をおこなった。この実験結果が図9~図11である。これから観察できることは図9における冷却端から1.5mmのところの最高カタサは保持時間4分がもっともよく、8分、13分の保持ではH_{RC}1~2程度低下している。硬化深さは保持時間13分が試料SC、CP、HRと

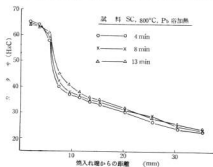


図9 加熱保持時間と焼入性

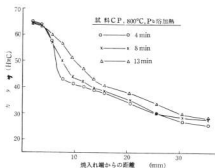


図10 加熱保持時間と焼入性

もよいことがわかり、炭化物の固溶量の影響をよくあらわしている。とくに試料CPはいちいちしくよく、ついで各試料とも保持時間8分、4分の順序に焼入性がよいといえ、最高カタサとは逆の関係にある。

つぎに写真3.(a)、(b)は4分間保持と13分間保持における試料HRのマartenサイト組織中の残留炭化物を

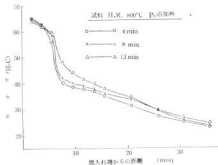


図11 加熱保持時間と焼入性

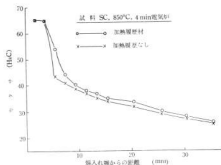
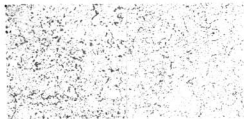


図12 加熱履歴と焼入性

(a) 800°C (4min) 試験片HR (b) 800°C (13min) 試験片HR
写真3 加熱保持時間の差による残留炭化物(×400)

ピクリン酸ソーダ水溶液で炭化物だけを着色して、その多少をみたものである。保持時間が4分の試料は13分の試料にくらべて、あきらかに残留炭化物が多く、またその大きさも大きい。保持時間が長いほど炭化物が溶解してオーステナイト中の炭素濃度が上昇し、 A_{r3} 変態を遅らせることから硬化深さを上昇させていると推定できる。

4 硬化深さにおよぼす加熱履歴の影響

図12は試料SCを用いて図2のような2種類の加熱方法で加熱した試料の硬化深さを調べた結果である。加熱

履歴のある試料がやや硬化深さがよい。また同様なオーステナイト条件における試料CPに対する影響としても図13のようにやはり加熱履歴のある試料が焼入性がよい。SCとCPの相異ではCPの方が非常に硬化深さがよいことがわかる。試料SCは加熱履歴のあるなしにかかわらず硬化深さに対する差が少ない。カタナに対する焼入感受性が安定していると同様に、硬化深さに対しても感受性が小さいといえよう。加熱履歴のある試料

とない試料の残留炭化物の状態をみたのが写真4、(a)、(b)である。飽和ピクリン酸水溶液に活性洗剤ライオンFを2%添加した原食液で粒界を優先的に割食したものである。加熱履歴試料がやや網目状の炭化物の巾が小さく、加熱履歴のない試料の炭化物の固溶が小さいことが想像される。したがってこの実験でも保持時間の影響と同様にオーステナイト中の炭素濃度に相異を生じていると推定され、これがうえにのべた結果に影響していると考えてよいだろう。

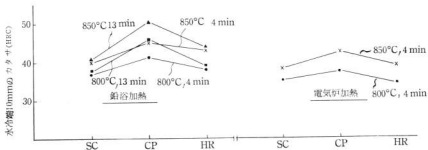


図13 焼入性におよぼす要因の影響度

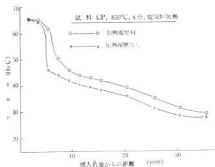


図13 加熱履歴と焼入性

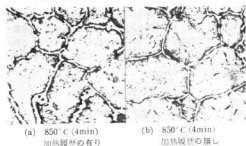


写真4 加熱履歴の有無による残留炭化物の相異(電気炉加熱)×400

図14は総合的な観察として、素材組織の異なる3種の試料に対し、水冷筒から10mmのH₂Dカタナを加熱方法、オーステナイト化温度、保持時間をパラメーターとしてブロットしたものである。これからわかるように、本実験

においては、焼入性にもっとも大きく影響する要因は素材炭化物の形状分布、すなわち結晶粒度であり、ついで加熱方法(加熱速度)、オーステナイト化温度、保持時間の順に影響していることが知られる。

IV 結 言

ヤスリ鋼(SKS8)の焼入性におよぼす素材炭化物の形状分布ならびに加熱条件の影響について実験し、これらの結果をつぎのように要約できる。

1 高炭素鋼の焼入れにおよぼす素材組織の影響としては網状炭化物組織がオーステナイト化温度や加熱方法を問わず焼入性がいちじるしくよい。球状化処理材と調質材では調質材がやや焼入性がよいことがわかった。

2 加熱温度および加熱方法の影響としては、加熱温度が高いほど各試料とも焼入性がよい。加熱方法では加熱速度の早い鉛浴加熱による試料が焼入性がよいことがわかった。これは熱流れ効果があるとすれば炭化物の溶解拡散の増大の影響であると考えられる。

3 加熱保持時間の影響としては保持時間が長いほど3試料とも焼入性がよい。

4 球状化試料における加熱履歴の影響としては履歴のある材料がやや焼入性がよい。これは加熱保持時間の影響と同様にオーステナイト地の炭素濃度の影響とした粗バライト組織材においても同じ傾向があり、その差は大きい。

おわりに試料の製作に協力いただいた機械科南良研究員に厚くお礼申し上げます。

- 文 献
- 1) H. J. French, Met. E: The Quenching of Steels. (1930) 144
 - 2) 加場: 本報告 No.10 (1965) 19
 - 3) ASTM STANDARDS: Requirement for Specific Purposes. (1952) 571
 - 4) 加場: 本報告 No. 10 (1965) 19
 - 5) M. A. Grossman: Elements of Hard-ability. (1953) 16
 - 6) 大和久: 金属 Vol. 34, No. 24 (1964), 28
 - 7) 日本金属学会編: 鉄鋼 I (1955) 118
 - 8) 加場, 石田: 日本金属学会誌, Vol. 29, No.10 (1965) 932
 - 9) J. B. Cohen, A. Hurlich and M. Jacobson: Trans. of Amer. Soc. for Metals, 39 (1947) 108

ヤスリに関する研究 (第12報)

ニコルソン社製ヤスリの調査

石田 節 上田 勝 横山 宏 樹
 応 和 尚 倉 員 尚 子 中 塩 武 之

1 緒 言

本県におけるヤスリの製造は相当古くから行なわれていて、その生産高は全国一を占め、また海外に輸出されるヤスリはほとんど本県において生産されている。しかし最近の工作機械の進歩発展にともない国内におけるヤスリの使用範囲は狭くなる傾向にあるため業界では従来にましく海外にその販路を求めなければならない状況となっている。しかし海外のヤスリ市場においては、労賃の低い国、政策的にヤスリの輸出価格を下けている国、または品質のよい国などの製品と販売競争を行わなければならないため、従来通りの製品を輸出したのでは将来海外の市場を失う恐れがあるので、業界においてはヤスリの品質の向上、コストの低減について全力をあげて研究し、海外における諸外国との販売競争に打ち勝たねばならない現状となっている。

このような状態のもとでは、外国製ヤスリの品質を知っておく必要があるため、以前から、優秀な外国製ヤスリについて種々調査を行なっているが、今回日本機械金属検査協会より優秀な製品として知られている米国ニコルソン社製の特殊ヤスリの提供を受けたので、日本製ヤスリの品質向上、コスト低下の資料とするため、これらヤスリの素材、形状、カタナ、組織などについて調査を行なった。

I 調査試料

調査を行なったヤスリの名称は表1に示すように組ヤスリ3組、特殊ヤスリ9本、鬼目ヤスリ4本で試料番号1および2の組ヤスリは12本組、試料番号3は6本組であり、これら組ヤスリ中の各試料については試料番号を1・1~1・12のように示した。

表 1 ヤスリの名称と試料番号

試料番号	試料名称	国内通称
1・1 ~ 1・12	Round Handle Needle 5½" 1 Doz Assorted	精密組ヤスリ 12本組丸柄
2・1 ~ 2・12	Die Sinker 3½" 1 Doz	精密組ヤスリ 12本組型用
3・1 ~ 3・6	4" Assorted Files	取替柄向組ヤスリ 6本組
4	Flat Bastard Foundry Files 8"	花目鋸物用ヤスリ
5	Type A Flat Aluminium 8"	アルミニウム平ヤスリ
6	Flat Shear Tooth 8"	シヤートウースヤスリ
7	Flat Lead Float 8"	鉛用単目ヤスリ
8	File for Tungsten Points	ポイント用ヤスリ
9	Half R.D Brass 8"	黄銅用半丸ヤスリ
10	Round Gulletting 8"×¾"	チエーンソーヤスリ (溝用)
11	Round 84 Chain Saw Files 8"×¼"	チエーンソーヤスリ
12	Round Chain Saw Files 8"×¾"	チエーンソーヤスリ
13	Horse Rasp Plain Quarter File 12"	馬鋸用鬼目ヤスリ
14	Shoe Rasp 8"	靴ヤスリ
15	Half R.D Wood Rasp Bastard 8"	木工用鬼目ヤスリ
16	Cabinet Rasp Regular 8"	鉛工ヤスリ

Ⅱ 調査結果と考察

1 素材の化学成分

各試料の含有炭素量をまず火花試験法により推定し、代表的な試料について化学分析を行ない、微量元素についてはポーラログラフ法を使用し試料の化学成分を調査し、表2に示すような結果を得た。なお参考のために国内素材の分析値も併記した。

表 2 試料の化学成分 (%)

試料番号	C	Si	Mn	P	S	Cr	V
1・1 ~ 1・12	1.15	0.20	0.42	0.01	0.02	0.07 [*]	0.02 [*]
2・1 ~ 2・12	1.28	0.21	0.28	0.01	0.02	0.08	nil [*]
3・1 ~ 3・6	1.32	0.19	0.29	0.01	0.02	0.14	nil [*]
4	1.32	0.20	0.24	0.01	0.02	0.07	nil [*]
5	1.3 ~ 1.35	—	—	—	—	—	—
6	1.3 ~ 1.35	—	—	—	—	—	—
7	1.3 ~ 1.35	—	—	—	—	—	—
8	1.17	0.20	0.37	0.01	0.02	0.05 [*]	nil [*]
9	1.38	0.19	0.26	0.01	0.01	0.11	nil [*]
10	1.35 ~ 1.4	—	—	—	—	—	—
11	1.35 ~ 1.4	—	—	—	—	—	—
12	1.38	0.22	0.51	0.02	0.02	0.06 [*]	nil [*]
13	0.31	0.21	0.23	0.01	0.02	0.07	nil [*]
14	0.3 ~ 0.35	—	—	—	—	—	—
15	0.3 ~ 0.35	—	—	—	—	—	—
16	0.3 ~ 0.35	—	—	—	—	—	—
国内素材例	1.28	0.20	0.26	0.01	0.01	0.51	nil [*]
〃	1.47	0.24	0.20	0.01	0.01	0.30	0.12

・ポーラログラフ

・火花試験法

同表によると鬼目ヤスリをのぞき素材の化学成分はJIS規格のSK1, SK2に相当し、前回の調査と同様に炭素工具鋼系統の素材を使用している。含有炭素量は1.3%以上の素材が多いが、No.1およびNo.8の素材は1.3%C以下で、またNo.1は特に鋼の清浄化の目的でVが微量に添加されている。これに対しJIS規格では鉄工ヤスリにSK2, その他の刃ヤスリ、組ヤスリなどには鋼の焼入れおよび耐磨耗性向上の働きのあるCrを0.3~0.5%含有させたSKS8, またはこれと同等以上の品質をもつものを使用するよう規定しているので、国内ではヤスリ素材としてSK1, SK2, SKS8などの素材が主に使用されている。しかし最近では同表の

No.1, No.2, No.3の組ヤスリは一本のヤスリでは化学分析試料不足のため、火花試験で各組のヤスリ素材がほぼ同一のものであることをたしかめ、同一の組のものをまとめて試料を多くして分析を行なった。しかし火花試験ではNo.1・5の試料のみは同組の他のヤスリの炭素量よりも低く感じられた。またNo.13~No.16の鬼目ヤスリは浸炭法により製作されているので、浸炭作業により増炭の影響のある部分は削除して本体の化学分析を行なった。

国内素材例で示すように鉄工ヤスリもSKS8が相当量使用され、また鋼の清浄、結晶粒の微細化による韌性の向上および焼入れ性の向上の働きのあるVを0.1%前後添加した素材も一部使用されているため化学成分的には国内素材の方がむしろよい材料を使用しているともいえる。

つぎにニッポン社製鬼目ヤスリの素材は含有炭素量が0.3~0.35%で、これに浸炭してヤスリを製作しているが、後述するように鬼目ヤスリに要求される種々の面より考えて、国内で使用されている炭素量0.2%以下の軟鋼素材および高炭素鋼素材よりも適切な材料と考えられる。

組ヤスリにはコシ部があり柄をつけて使用するようになっていて、本体の長さは86~90mm、コシ部の長さは38~44mmで相当の寸法差が見受けられる。

No. 4 ~ No. 11までのヤスリの本体およびコシの長さはJIS規格のそれにはほとんど合致しているが、一般にヤスリの厚さは薄いようである。

No. 13の馬前用鬼目ヤスリは柄部がなく、断面形状は全長にわたり同一で、中央部に約24mm目切部がなく、その両側に各々140mmの長さの目切部があり、表裏合せて4種の目が切つてある。No. 14の乾ヤスリも同様の形状をしている。No. 15, No. 16も鬼目ヤスリで形状は国内のヤスリと同様である。

以上ニコルソン社製ヤスリの形状も寸法的には相当の差が見受けられるが全体のバランスがとれていて国内製

ヤスリよりもやや寸法差は少ないようである。またヤスリの厚さは一般に国内製ヤスリよりも薄く、これは素材重量の減少および焼入性の向上を考えているものと思われる。

3 目の形状

ヤスリ目の成形は切削によらずタガネで打出しているため、各々の目の形状は同一でなく種々な形状をしているが、これらの目の中で代表的な目について、すくい角、逃げ角、目の深さ、目のピッチおよび傾きについて調査したところ表4のような結果を得た。

ヤスリによる切削はタガネにより打出された数多くの小さな刃の総合的な働きによって行なわれるため、バイトによる切削を主体とし、これに切削作業中の刃先の

表 4 ヤスリの目の形状

試料番号	すくい角	逃げ角	目の深さ (mm)	目のピッチ (mm)		目の傾き		備 考
				上 目	下 目	上目角度	下目角度	
1・1	-25°	39°20'	0.14	0.35	0.54	62°13'	43°	複 目
1・2	-15°45'	29°09'	0.16	0.35	0.46	71°30'	48°20'	〃
1・3	-29°30'	46°20'	0.18	0.34	0.54	63°30'	44°	〃
1・4	-41°30'	28°30'	0.11	0.33	0.52	64°30'	45°	〃
1・5	-23°30'	26°35'	0.14	0.35	—	63°	—	単 目
1・6	-13°45'	31°40'	0.19	0.35	0.58	65°	45°	複 目
1・7	-35°10'	28°42'	0.13	0.33	不能	63°30'	不能	〃
1・8	-36°	52°	0.20	0.34	0.58	64°	49°	〃
1・9	-30°	23°30'	0.11	0.36	0.55	65°	45°	〃
1・10	-46°	40°30'	0.15	0.25	0.55	64°	43°	〃
1・11	-12°50'	21°50'	0.14	0.41	0.47	67°30'	45°	〃
1・12	-6°32'	29°20'	0.16	0.39	0.63	63°07'	44°30'	〃
2・1	-20°	36°	0.22	0.41	—	69°50'	—	単 目
2・2	-47°30'	33°30'	0.16	0.43	0.59	69°	38°30'	複 目
2・3	-8°10'	45°	0.23	0.42	0.57	70°	41°50'	〃
2・4	-31°40'	27°50'	0.17	0.43	0.62	66°10'	43°40'	〃
2・5	-14°	19°	0.2	0.42	0.55	69°	39°20'	〃
2・6	-29°30'	32°	0.16	0.4	0.65	72°	42°	〃
2・7	-8°40'	22°50'	0.17	0.43	0.57	69°20'	50°	〃
2・8	-6°30'	25°10'	0.17	0.43	0.57	70°10'	51°30'	〃
2・9	-14°30'	28°50'	0.20	0.42	0.55	71°10'	52°30'	〃
2・10	-30°	20°40'	0.24	0.41	0.68	69°50'	40°50'	〃
2・11	-32°	21°	0.2	0.42	0.52	69°	38°	〃
2・12	-13°	31°30'	0.16	0.46	0.56	70°20'	39°	〃
3・1	-2°30'	31°	0.25	0.46	0.58	70°20'	47°	〃
3・2	-7°	20°20'	0.21	0.57	0.72	70°	44°40'	〃
3・3	-14°	18°	0.18	0.57	0.70	69°10'	44°20'	〃
3・4	-16°	32°	0.5	0.68	—	76°	—	単 目
3・5	9°	30°10'	0.28	0.43	0.67	68°	45°	複 目
3・6	-17°	23°40'	0.18	0.41	—	55°30'	—	単 目

4	-9°15'	25°53'	0.41	1.01	1.40	64°	44°50'	複	目
5	-10°39'	50°20'	0.51	1.56	1.06	72°55'	43°40'	〃	〃
6	-16°30'	20°10'	0.44	1.64	—	42°	—	単	目
7	-6°20'	32°30'	0.59	1.42	—	42°30'	—	〃	〃
8	-12°21'	23°30'	0.12	0.37	0.50	68°55'	44°40'	複	目
9	-2°12'	40°50'	0.62	1.08	1.57	84°40'	35°	〃	〃
10	-11°09'	34°30'	0.42	0.68	—	74°	—	単	目
11	-5°50'	36°50'	0.31	0.50	—	68°10'	—	〃	〃
12	-12°40'	34°10'	0.27	0.46	—	75°	—	〃	〃
13・1	-9°15'	27°48'	0.87	1.96	2.69	75°	54°40'	複	目
13・2	6°30'	34°35'	1.30	3.15	—	90°	—	鬼	目
13・3	6°30'	40°50'	1.65	3.24	—	90°	—	〃	〃
13・4	9°30'	37°20'	1.60	3.60	—	90°	—	〃	〃
14・1	14°	42°18'	1.19	2.11	—	90°	—	〃	〃
14・2	-19°10'	36°30'	0.43	1.20	1.37	76°20'	54°	複	目
14・3	-6°	29°30'	0.66	1.19	1.19	74°20'	55°	〃	〃
14・4	14°30'	43°20'	1.19	2.11	—	90°	—	鬼	目
15	13°50'	34°40'	1.26	3.83	—	90°	—	〃	〃
16	13°10'	56°	1.12	3.06	—	90°	—	〃	〃

クロの折損による新しい刃の出現、すなわち研削作業中新らしい砥粒の出現する研削的な働きが加わっているものと考えられる。さらに目の形状は打出しによるため全く同一の形状には製作しにくいので切削性能の優秀な刃の形状についての決定的なことは定めにくい。

しかし従来の研究成果などから、すくい角、逃げ角、目の深さはおもにヤスリの切削性能に影響し、目のピッチおよび傾きは仕上面のあらさに影響するように考えられていて、一般にすくい角についてはバリエーションの考えでは正の値をとるのがよいが、すくい角を正にすることはヤスリ目の工作法から困難であり、さらに目の強さが弱くなって目が大きく折損するおそれが多くなるため、すくい角は0°~10°、逃げ角30°~30°、目の深さは切削刃となる上目のピッチの4/5以上のものが従来の切削性能試験に好結果を得ているものが多い。

以上の事項をもとにして表4の値を検討するとニコルソン社製ヤスリの目の形状にも相当問題点があるように思われる。すなわち No. 1, No. 2の組ヤスリのすくい角は-10°以下のものがほとんどで-30°~-40°のものが相当あり、逃げ角も30°以上のものが多く、目の深さは上目ピッチの4/5~4/3の範囲にあり、目は山型のもので、これらの組ヤスリの切削性能はあまりよくないと思われる。また切削刃の長さを分割する働きのある下目は非常に浅く形式的に入れている傾向があり、No. 1-7のように下目ピッチ角度が固定できないで単目ヤスリのように見られるものもある。これに対しNo. 3の組ヤスリのすくい角は-10°前後で逃げ角も30°以下、目の深さは上目ピッチの4/5~4/3の範囲にあり、この組ヤ

スリの切削性能はよいと考えられる。

No. 4~No.12のヤスリは種々用途の異なる特殊ヤスリのため目の形状によりヤスリの切削性能を判定することは困難であるが、一般にすくい角は-10°前後で目の深さも深くもなっている。特にチェーンソーヤスリは国内のものにくらべ、フラン数は多く目の密度は大きい。

No.13~No.16の鬼目ヤスリでは打込法を変えているため国内製鬼目ヤスリではすくい角が正になっているものはほとんどないが、これらの試料のすくい角は切削バイトのすくい角のようにすべて正の値をもっている。また打込によってつくられた目の形状は国内の鬼目ヤスリの目の形状にくらべて非常に正確に成形されている。これらのことは国内で製作されている軟鋼製の鬼目ヤスリでは材料が軟かいため、また高炭素製鬼目ヤスリでは材料が硬いため目のおきが悪く、ニコルソン社製は20.30~0.35℃の材料を使用しているため目のおきが打込加工に合致してよい目がおきること、さらに加工法が異なるためではないかと考えられる。目のピッチおよび目の傾きはヤスリの切削性能よりも仕上面のあらさに影響することが多く、個々の使用目的により変わり、これらの数値の変更は製作上簡単にできるので検討はしなかった。

以上のごとくニコルソン社製ヤスリの目の形状も総合的に見ると、すくい角、逃げ角については非常にバラツキがあるが切削刃となる上目は確実に深く打込まれ刃は鋭利で国内の目立機械よりも強力な機械により加工されていると思われる。

4 カタサおよび組織

ヤスリの切味および耐久力に大きく影響するカタサお

よび組織について調査した結果は表5および表6にしめ
すごとくで、これらの調査はヤスリの断面について行な
った。

表 5 ヤスリのカタサ

試料番号	カタサ Hv				試料番号	カタサ Hv			
	刃先部	刃中央部	刃元部	本体		刃先部	刃中央部	刃元部	本体
1・1	841	841	821	823	3・2	793	821	812	816
1・2	805	816	826	807	3・3	812	816	816	816
1・3	849	846	846	852	3・4	836	841	841	809
1・4	846	857	852	852	3・5	831	831	836	812
1・5	843	852	846	821	3・6	836	836	836	836
1・6	826	833	833	852	4	843	855	862	841
1・7	841	836	836	836	5	855	857	859	852
1・8	852	852	852	846	6	841	841	852	849
1・9	826	841	843	821	7	821	821	836	836
1・10	779	802	788	809	8	836	846	836	833
1・11	696	829	816	788	9	836	831	846	816
1・12	829	829	833	841	10	836	836	836	836
2・1	802	812	807	802	11	839	823	836	821
2・2	836	839	839	836	12	857	852	852	836
2・3	846	846	846	841	13・1	858	307	251	235
2・4	839	855	852	831	13・2	847	565	259	244
2・5	852	852	846	852	13・3	824	523	324	238
2・6	841	841	843	841	13・4	858	502	251	235
2・7	831	841	836	836	14・1	813	443	266	256
2・8	839	846	841	833	14・2	824	234	238	221
2・9	836	836	839	849	14・3	792	221	216	218
2・10	869	878	872	865	14・4	813	438	229	221
2・11	836	852	852	831	15	—	394	308	307
2・12	814	814	829	836	16	876	513	431	420
3・1	826	826	826	826					

表 6 ヤスリの組織

試料番号	組 織		試料番号	組 織	
1・1	M+C	良	3・2	M+C	Cの網状痕跡あり
1・2	〃	〃	3・3	〃	C粒の大あり
1・3	〃	〃	3・4	〃	良
1・4	〃	〃	3・5	〃	〃
1・5	〃	刃先のC量低下	3・6	〃	表面に網状痕跡
1・6	〃	良	4	〃	Cの網状痕跡あり
1・7	〃	刃先のC量低下	5	〃	良
1・8	〃	良	6	〃	〃

1・9	〃	良	7	〃	C粒に方向性あり
1・10	〃	片面のC量低下	8	〃	良
1・11	〃	刃先のC量低下	9	〃	Cの網状痕跡あり
1・12	〃	〃	10	〃	〃
2・1	〃	C粒大あり	11	〃	〃
2・2	〃	C粒の分布がよくよい	12	〃	良
2・3	〃	Cの網状痕跡あり	13・1	表面硬化層	0.07~0.09%内部LM+F
2・4	〃	良	13・2	〃	0.05~0.09% 〃
2・5	〃	Cの網状痕跡あり	13・3	〃	0.07~0.1% 〃
2・6	〃	良	13・4	〃	0.04~0.08% 〃
2・7	〃	C粒に方向性あり	14・1	〃	0.08~0.12% 〃
2・8	〃	良	14・2	〃	0.05~0.07% 〃
2・9	〃	Cの網状痕跡あり	14・3	〃	0.05~0.08% 〃
2・10	〃	良	14・4	〃	0.09~0.1% 〃
2・11	〃	刃先のC量低下	15	〃	0.01~0.02% 〃
2・12	〃	Cの網状痕跡あり	16	〃	0.02~0.04% 〃
3・1	〃	良			

M: マルテンサイト, C: 炭化物, LM: 低炭素マルテンサイト, F: フェライト

表5の刃先部のカタサは測定可能なかぎり先端に近い箇所を測定した。ただしNo.13~No.16の浸炭ヤスリの刃先部は刃の先端より0.02mmの位置のカタサを測定したが、No.15は浸炭硬化層が非常に薄いためカタサの測定ができなかった。しかし硬化層は他のヤスリで試験したところHv800前後のカタサに硬化していた。また本体のカタサはヤスリ本体の中央部のカタサを測定し、同表中のカタサ数値は各々3箇所測定した平均値をしめしている。

同表によると高炭素鋼製ヤスリの刃先部のカタサはHv800以上あり、カタサ的には一定ヤスリとして使用できるカタサであるが、後述するように組織的には種々の問題を含んでいる。No.1~No.12の高炭素鋼ヤスリの刃先部のカタサは一般に刃の中央部のカタサより低い傾向にあるが、これは刃先の炭素量の低下と残留オーステナイトの影響と考えられ、また本体のカタサは一般に刃の中央部よりも低い傾向にあるが、これは質量効果の影響により本体の方がやや焼が入りにくいためと考えられ、国内製ヤスリも全く同様な傾向をもっている。

つぎにNo.13~No.16 鬼目ヤスリ(浸炭ヤスリ)では刃先カタサはHv800以上あり、また素材は炭素量0.3~0.35%含有しているため、浸炭されていない本体の部分のカタサもHv800以上で、国内で製作されている軟鋼製鬼目ヤスリよりも内部のカタサが高く刃の強さを高めているように思われる。また国内で製作されている高炭素鋼製鬼目ヤスリは刃全体がHv800前後で炭化物を含み耐

久力はよいが、刃先の折削しやすく、また焼割れのおそれも大きいので、ニコルソン社製のように炭素量を0.3~0.35%もつ素材に浸炭した鬼目ヤスリは種々の点から見て合理的と思われる。

以上カタサ的にはあまり問題がないように思われるが表6に示すように組織的にはニコルソン社製ヤスリも相当問題点を含んでいる。焼入組織はを主試料ともオーステナイトを含むマルテンサイトと炭化物の組織になっている。No.1の粗ヤスリの組織はヤスリが小さいため加工がよくされているせいか、微細な炭化物が均一に分布してヤスリとしてはよい組織をしているが、No.1・5、1・7、1・10、1・12のヤスリは刃の先端部の炭素量が少なく、残留炭化物のないもの、または少なくなっているものがあり、特にNo.1・10、1・11のヤスリはこのため焼入れカタサはHv800以下になっている。このように刃先の炭素量が少なくなると炭化物が少なくなるとカタサはHv800以上であっても切削耐久力は低下し、よいヤスリとはいえない。この炭素量が少なくなる最大の原因は圧延時または焼ナレ時に生じた素材の表面の炭化層の削除が充分でないためと思われる。この現象は国内においてもヤスリの切削性能を低下させる最大の原因となっている。

つぎにNo.2の粗ヤスリでは焼入れカタサはよいが、組織的には炭化物の形状および分布の状況はあまりよくない。すなわち写真1-aのように球状化焼ナレが不完全で圧延時の網状炭化物の痕跡があるもの、写真1-b

のよう
もの、
ように
リは網
12の
く球状
高炭素

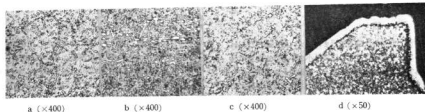
が炭素
刃の中
のであ
サイト
から新
れ浸炭
つくら
%を合
リの製

ヤス
社製の
調査
1. SK
ヤス
目ヤ
素量
2. きい
厚さ
3. には
は下
しか
り、
にく

のように炭化物に方向性のあるもの、炭化物粒の大きいもの、刃先の炭素量の低下したもの、また写真1-cのように良好な炭化物分布をもつものがあり、この粗ヤスリは組織的に良好なものとはいえない。No. 3 ~ No. 12のヤスリの組織も同様な問題点を含む組織のものが多く球状化焼ナマリが充分行なわれていないようであり、高炭素鋼製ヤスリは刃先のカタナこそよいがその焼入れ組

織は問題のあるものが比較的多い。国内のメーカーの中にはこれらのヤスリの焼入れ組織にくらべ良好な組織になるよう熱処理を行なっている工場も多く見受けられる。

つぎにNo. 13 ~ No. 16の浸炭ヤスリの表面の硬化層は写真1-dでしめすように非常に薄く0.05 ~ 0.1mmの範囲で、特にNo. 15はカタナの固定が不能ほど薄い。このように硬化層が薄いと耐久力に疑問を生じるが、素材



a (×400)

b (×400)

c (×400)

d (×50)

写真 1 焼 入 組 織

が炭素量を0.30 ~ 0.35%含有しているため焼入れにより刃の中央部より先がHv400以上となり実用に差支えないのであろう。これら試料の内部の組織は低炭素マルテンサイトとフェライトの混合組織をもっていて、この組織から約800°C前後の温度より焼入れしているように思われ浸炭硬化層の切削耐久力は非常に合理的によいものがつくられているので、国内においても炭素量0.30 ~ 0.35%含有する素材を使用し、液体浸炭法による鬼目ヤスリの製作が望ましい。

IV 結 言

ヤスリの品質を向上させる資料とするためニコロソソ社製の粗ヤスリ、特殊ヤスリ、鬼目ヤスリについて種々調査したところ次のような結果を得た。

1. ヤスリ素材の化学成分はJIS規格の炭素工具鋼SK 1, SK 2に類似した鋼種が主に使用されていて、粗ヤスリの中にはVを微量含有しているものもあった。鬼目ヤスリは浸炭硬化法によって製作され、その素材は炭素量を0.30 ~ 0.35%含有している。
2. ヤスリの形状については、各寸法の範囲は相当大きいと全体的にバランスがとれている。しかしヤスリの厚さは国内製ヤスリよりも一般に薄い。
3. ヤスリの目の形状のうち、すくい角、逃げ角の値には相当のパラッキが見受けられ、特に粗ヤスリの中には下目が浅く形式的に打ってあるようなものもあった。しかし切削刃となる上目は一般にしっかり打込んであり、特に鬼目ヤスリの形状は非常によく、国内のヤスリにくらべ切削性能は相当よいと思われる。

4. ヤスリのカタナはHv800以上のものがほとんどでヤスリのカタナとしてはよいが、粗ヤスリの中には脱炭によりHv800以下のものがあった。ヤスリの組織の中には刃先の炭素量の低下したもの、炭化物の球状化焼ナマリの不完全なものが数多くあり、組織的にはよくないヤスリが相当見受けられた。鬼目ヤスリの浸炭硬化層はやや薄く感じられた。

ニコロソソ社製ヤスリは一般に優秀であるといわれているが、今回調査した試料の結果によると品質的に種々問題点も含むものが多くすべての製品が優秀であるとはいえない。国内製品の中にもこれらのヤスリにおとらぬ品質をもつものも多く見受けられ、国内のヤスリ製造技術も最近では相当向上している。国内向けヤスリのように良質な製品をもって海外における諸外国との販売競争を行えば、海外市場の一層の拡張は行なえるものと思われる。しかしヤスリの品質の向上およびコストの低下については一層の努力が必要で、今後ロールまたは型鍛造を利用したヤスリの成形法、素材表面の脱炭層を完全除去できる研磨機の製作、目立機械の強力化などの研究が必要と思われる。終わりにのぞみ本調査の試料を提供された日本機械金属検査協会に深く感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) 豊水, 協: 本報告 No. 3 (1953) 66
- 2) 協, 大下: 本報告 No. 7 (1960) 64
- 3) 石田, 大下, 上田, 加藤: 本報告No. 9 (1963) 1

手縫針の研究 (第19報)

手縫針の改良浸炭法について (その2) *

池田 哲郎 石田 節 横山 宏樹

I 緒 言

小物部品の浸炭は普通液浸またはガス浸炭が行なわれているが、手縫針のように細長く小さいものを多量に浸炭焼入する場合、液浸ではゾルトの損失および焼まがりが多く、またガス浸炭では針に要求される浸炭状態にするためには問題があり、現状では固体浸炭が適当と考えられる。また針は特に耳の部分(糸をとおすところ)の靱性が必要なので、この部分の浸炭量を少なくするためにも固体浸炭の方が容易である。

現在針工場で行なわれている固体浸炭法は、多量の針を浸炭焼入する方法としてはうまく考えられているが、浸炭という面からみると前報に述べたとおり、少量の浸炭剤、揮散しやすい促進剤、通気性が密閉しない浸炭ケースと浸炭剤の老化がおこりやすい状態で浸炭を行っている。このため加熱方法によっては浸炭機脱炭という現象も生じ、浸炭ムラや硬化していない針ができやすい。現状での針の浸炭がうまくいかないのは前記のような状態で作業しなければならぬからと考えられる。

前報で筆者等は手縫針の浸炭作業を容易にし、浸炭量を共析前後まで増加し、浸炭むらを少なくする方法として、浸炭ケース、浸炭剤、加熱方法を改善することを立案したが、浸炭ケースについては軟調製のケースでの浸炭焼入作業がむづかしいこと、焼結ケースが以前にくらべ改良され気密もよくなったので、本研究では浸炭剤、加熱方法の改良に力をおくことにした。浸炭剤としては少量で老化しにくいことが必要であるが、浸炭剤中の木炭粒を大きくすると針へ浸炭剤を附着させるのが困難となり、木炭粒は現在以上に大きくすることができないので、促進剤の種類、量をかえ浸炭焼入を行ない適当なものを選んだ。つぎにこの浸炭剤を使用して、要求する浸炭能力が持続できる熱処理方法について検討を行なった。

II 試料と実験方法

試料としては0.1% C 前後の軟調線材を手縫針に成形した0.84φ×5%のものを用いた。浸炭剤は100メッシュの堅炭に促進剤として炭酸ソーダ(Na_2CO_3)を重量

で2, 5, 10%添加したもの、および、炭酸バリウム(BaCO_3)を重量で2, 5, 10, 20%添加したもので、これらを内径9φ×65%の軟調製ケース中に密封し、12KWマッフル炉(加熱容量250×170×660)中で850°C, 900°Cで30, 60, 120minの浸炭を行ない、徐冷後検鏡により浸炭量を推定し浸炭状態をしらべた。これはできるだけ少量の促進剤での浸炭能力を測るためである。手縫針では焼入の場合に促進剤が多いと焼入温度で針と浸炭剤とが分離しにくく、焼まがり、カタチ不足ができやすいので促進剤は少量のほうが望ましい。浸炭温度を850°C, 900°Cと低目にしたのは、品物が小さいこと、浸炭後ケースのままで空冷し800°C前後から油焼入すること、および浸炭剤の老化を少なくするという理由である。

つぎにこの結果をもとに現在工場で行なわれている浸炭作業に準じ、現場用の浸炭ケース(130φ×80%)により同じ12KWマッフル炉中で850°C, 880°C, 900°C, 120 minの浸炭を行ない、試料の一部を徐冷したのち検鏡により浸炭量を推定し、また残りの試料はただちに焼入し、焼入作業の難易の検討を行ない、適当な浸炭条件を求めた。なお浸炭量推定の検鏡位置は針の中央箇所面とした。

III 実験結果と考察

I 密封ケースによる浸炭

Na_2CO_3 を促進剤とし、850°Cおよび900°C30・60・120 minで浸炭した場合の表面および中心の平均炭素量を図1および図2に示す。これによると850°Cで浸炭すれば、30minの浸炭で表面の炭素量は大体共析に、また60min以上では中心も共析まで、120minでは表面、中心とも同一炭素量となっている。組織は共析以上のものはパーライト+網状セメントライトである。

900°Cでの浸炭状態は浸炭時間、促進剤の量に関係なくほとんど同一で、表面と中心との炭素量も等しくなっており、炭素量は900°Cでの飽和炭素量近くまで浸炭している。

* 1966年2月日本金属学会中国四国講演大会に発表

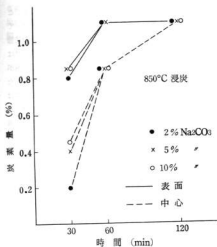


図1 Na_2CO_3 2~10%を促進剤とした各浸炭剤により密封ケースで浸炭した場合の浸炭状態

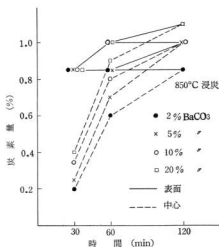


図3 BaCO_3 2~20%を促進剤とした各浸炭剤により密封ケースで浸炭した場合の浸炭状態

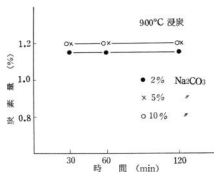


図2 Na_2CO_3 2~10%を促進剤とした各浸炭剤により密封ケースで浸炭した場合の浸炭状態

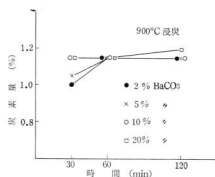


図4 BaCO_3 2~20%を促進剤とした各浸炭剤による密封ケースで浸炭した場合の浸炭状態

同一条件で BaCO_3 を促進剤とした場合の結果を図3および図4に示す。850°Cでの浸炭状態をみると、表面の炭素量は30minでは促進剤の量に関係なく等しいが、浸炭時間が長くなるに従い、 BaCO_3 %の多いものがよく浸炭している。中心での炭素量は添加量が多いほどよく浸炭しているが、 Na_2CO_3 添加のものにくらべると少ない。

900°Cでは Na_2CO_3 と同様に促進剤の量、浸炭時間の差による影響は少ない。

以上の結果、径が0.84mmという小物では浸炭剤が十分あってケースの密封がよい。すなわち、浸炭剤の老化が

ほとんどなければ900°Cの浸炭で保持時間が30min~120minの範囲では同程度浸炭している。このことは現場用のケースで浸炭した場合、針束の周辺と中心とにおいて浸炭温度になってからの時間がちがっても、ケース内の雰囲気等しくなれば、浸炭量に大差がないことが予想される。また、850°C~900°Cでの浸炭では Na_2CO_3 を促進剤とした浸炭剤のほうが BaCO_3 を添加したものより多少浸炭能力が大きく、この傾向は低温になるほどいちはしい。

2 現場用ケースによる浸炭

1) 各浸炭処理法による浸炭状態

密封ケースでの結果によると120minの浸炭では、促進剤の種類、量による影響が予想以上に少なかったが、通気性があり、また密封しない現場用のケースでは浸炭剤の老化が多少起るものと考え、前記の浸炭剤中より Na_2CO_3 5・10%、 BaCO_3 5・10・20%添加の浸炭剤を用いて850°C、880°C、900°C、120minの浸炭および焼入を行った。炉内への挿入量は4ヶとした。またケースは密封していないので予熱する必要がなく、また加熱時間を短縮するため炉内温度が浸炭温度になってから挿入した。試料は17個に示したようにケースに入れた。促進剤を添加した浸炭剤は針束にまぶしただけで、針束の見かけの容積2500ccに比べ約20ccと少ない。図5に浸炭後冷却した針の表面および芯部炭素量の平均値を示す。これによると Na_2CO_3 を促進剤とした場合は850°Cでの浸炭量がもっとも多く、高温になるに従い次第に減少している。これにくらべ BaCO_3 の場合、850°C

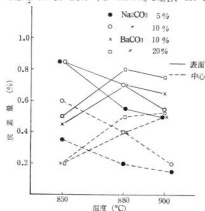


図5 現場ケースによる浸炭(120min保持)

では Na_2CO_3 のものより表面炭素量は少ないが、温度が上がるに従い、880°Cまでは増加し、900°Cになると減少を示している。また880°C以上では密封ケースの場合となり、 Na_2CO_3 のものより浸炭量は多くなっていることが注目される。しかし、いずれの場合も密封ケースの場合にくらべ浸炭量は少なくしている。浸炭量が減少したのは密封しないため発生した CO ガスのケース外への放逸とこれともなう浸炭剤の老化が考えられる。 BaCO_3 を促進剤とした浸炭剤の老化は、大部分が木炭自身の不活性化によるもので、900°Cでの浸炭量の減少は木炭量が少く粉末状態であったことが原因と考えられる。 Na_2CO_3 を促進剤とした浸炭剤の老化は木炭の不活性化に Na_2CO_3 自体の揮散が加わり、また揮散は高温になるほど多くなるから、浸炭温度が高くなれば老化は

は少くなり、浸炭量が減少したものと考えられる。これは900°Cで BaCO_3 のものより炭素量が少なくなっていることから明らかである。つぎに焼入した場合の状態では Na_2CO_3 5、10%のものは850°C、880°C浸炭では Na_2CO_3 の融点(853°C)と浸炭温度に近い浸炭剤が粘着し、針との分離がわるく、作業も困難で、焼入した針には Na_2CO_3 が多くみられた。また BaCO_3 20%のものは880°Cで適当な浸炭量になっているが、 BaCO_3 の添加量が多いため Na_2CO_3 ほどではないが、焼入作業で着点のみられた。 BaCO_3 10%のものは880°Cの浸炭で浸炭量はやや少ないが、焼入作業は容易で着点も少なかった。900°Cで浸炭した針はいずれの浸炭剤でも着点の粗く、また着点も多く、好結果とはいえない。

鋼の浸炭現象は浸炭性ガスと鋼材表面との反応および鋼材内への炭素の溶解、拡散とから成り立つと考えられるから、浸炭温度が高いほど、また時間がながいほどよく浸炭するわけであるが、現場用のケースでは、前述のとおりケース内の CO 率は高温、長時間になるほど減少していくものと考えられる。したがって、浸炭温度、時間はある程度あり、それ以上浸炭することは有害無益とおもわれる。図4でみられるとおり、良好な成績を示した BaCO_3 を添加した場合でも880°C以上では表面炭素量の減少がみられるので、これ以上の温度で浸炭することはよくないと考えられる。また浸炭時間は予備実験で60minでは浸炭量が不足であり、120min以上になると1日の作業回数が少なくなり実作業上さしつかえるので120minまでが適当と思われる。

図5に示す $\text{Fe}-\text{C}-\text{O}$ 系平衡図によると、雰囲気中の CO 率が同一の場合、浸炭温度を高温から低温へと下げることにより平衡炭素量(点線で示す)を増やすことができ、また同一平衡炭素量の場合には低温になると CO 率がより低くてもよいことがわかる。したがって手鏡針の浸炭で浸炭剤の老化はある時間高温に保ち、つ

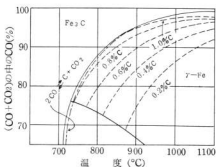


図6 $\text{Fe}-\text{C}-\text{O}$ 系平衡図

ぎに少
面炭素
図7に

時間を
で昇温
効果を
加した
8に示
3%
0.8
0.6
0.4
0.2

比較す
は表面
は同一
の処理
 CO_2 量
の量か
も浸炭

ぎに少し低温に保持することにより防止され、また、表面炭素量も増加することでもできるのではないかと考え、図7に示すような浸炭加熱法を試みた。この場合も加熱

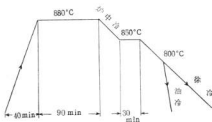


図7 加熱冷却法

時間をできるだけ短縮するため、あらかじめ880°Cまで昇温したのちケースを挿入した。浸炭剤はこの方法の効果を見るため Na_2CO_3 2~10%、 BaCO_3 2~20%添加したものを用い、浸炭焼入を行なった。浸炭結果を図8に示す。図中で実線は表面の平均炭素量を、点線は0.3% Cまでの浸炭深さを示す。880°C、120minの浸炭と

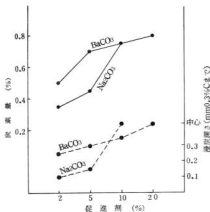


図8 表面炭素量と浸炭深さ
(880°C 90min 850°C 30min 加熱)

比較すると Na_2CO_3 、 BaCO_3 おおの10%添加のものは表面炭素が多少増加しているが、 BaCO_3 20%のものは同一で、 Na_2CO_3 5%のものは少し低下している。この処理でも Na_2CO_3 を促進剤とした場合の浸炭量は BaCO_3 を促進剤とした場合にくらべ少ない。また促進剤の量が少ないと浸炭量が少なかったがこれはこの処理でも浸炭剤が少量であるため $\text{CO}/(\text{CO} + \text{CO}_2)$ の値

増大をさせることができなかったものと思われる。実際に浸炭、焼入する場合の作業性は BaCO_3 10%のもののがよく、またそれも少なかった。 BaCO_3 20%はこれについてよく、他は不良であった。

2) ケース内位置、および針の各部の浸炭状態

これまでの浸炭状態の測定は浸炭ケース中に任意の位置より採取した試料で行なったが、ケース内での各位置の浸炭状態をみるため、 BaCO_3 10%880°C 90min+850°C 30minで浸炭した。試料採取位置および浸炭状態を図9に示す。試料は各位置より10本ずつ採取した。筐中の

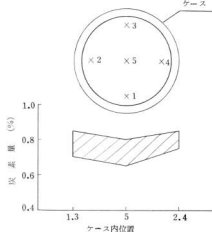


図9 ケース内の試料採取位置と浸炭状態

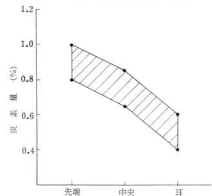


図10 手軸針の各位置での浸炭量

斜線部分は表面炭素量のバラツキの中を示す。浸炭量はケース内で中心部にあったもの(5)が周辺部(1・2・3・4)にくらべ多少少なめであり、また周辺各位置

での浸炭量にもわずかに差がみられるが、もっとも低いものでも0.65% Cであるから800°Cで油焼入しても十分かたくなり、実用上さしつかえないものと考えられる。

針の各位置での浸炭状態は測定位置を先端から0.5mm中央部、耳部中央の各横断面で測定した結果を図10に示す。ケースの底部に近い先端部はもっともよく浸炭し、胴、耳とふたに近づくと従がいに少なくなっており手錠針としては理想的な浸炭状態であった。

IV 結 言

手錠針の浸炭はむづかしいとされているが、これは浸炭に不利な状態で処理しなければならぬため、通常の固体浸炭にくらべ浸炭剤の老化がすみやかにおこるためと考えられる。したがって改善方法としては浸炭剤の老化をできるだけおそくすることを考え促進剤、熱処理方法の選定を試みた。

実験結果をまとめてみるとつぎのとおりである。

1 本実験の範囲では、浸炭剤の量が十分でよく密封したケース中で浸炭すれば、促進剤として添加した Na_2CO_3 、 BaCO_3 がわずかに2%の浸炭剤でも900°Cで浸炭すると試料表面附近の炭素量はおよそその温度での飽和状態で浸炭し、保持時間の影響も少ない。しかし、浸炭温度が850°Cになると促進剤の多い方がよく浸炭し、 BaCO_3 添加の浸炭剤ではこの傾向が大きい。また促進剤の添加量が等しい場合、 Na_2CO_3 の方が BaCO_3 より浸炭能力が大きく、とくに低温(850°C)ではいちぢるしい。

2 浸炭剤が少量でケースが密封しにくい場合は、 Na_2CO_3 を促進剤とした浸炭剤では850°C~900°Cで浸炭すると高温になるほど浸炭量は減少するが、 BaCO_3 では880°Cまでは増加し、それ以上になると低下している。また浸炭量も880°C以上では Na_2CO_3 のものより多く密封ケースの場合と逆になっている。

3 浸炭焼入作業を一貫して行なう場合は BaCO_3 10

%添加の浸炭剤が浸炭量も適当で、また焼入作業も容易であり、それも少ない。

4 浸炭加熱法としては880°C 120minおよび880°C 90min保持後850°Cに下げ30min保持する方法が適当と考えられるが、浸炭剤の老化を少なくするためには後者の処理がよいと思われる。

5 BaCO_3 10%、880°C 90min + 850°C 30minで浸炭する場合、ケース内での浸炭量のバラツキは少なく、また針の先端がケースの底になるようにケースに入れて浸炭すると、浸炭量は針先がもっとも多く耳部になるほど少なくなっている。

手錠針は形状が細長く取扱いにくい品物で、工場では独特な浸炭焼入法により硬化させており、一般の固体浸炭にくらべ悪条件のもとで浸炭が行なわれている。しかし逆に考えれば、少量の浸炭剤でもうまくやれば十分浸炭できるともいえるわけである。ただし前にも述べたとおり、浸炭剤の量が被浸炭品にくらべ非常に少ないから炉内での加熱温度を長くすることは浸炭中に老化が早くおきるおそれがあり、被浸炭品が早く、しかもできるだけ均一に浸炭温度になるよう、加熱炉の容量、構造、ケースの挿入量を考慮して作業するよう注意しなければならぬ。なおこの方法が手錠針の他、微小な品物を浸炭する場合参考になれば幸甚である。

終りにのぞみ、これまで試料提供、設備利用などについて多大の御援助をいただいた川野製針社長、ならびに同社の久保さん、発明センターの水岡、松本さん、當場製造科の内藤、橋本の諸氏に対し心から御礼申し上げます。

文 献

- 1) 池田, 石田, 横山: 本報告, No.10 (1965) 33
- 2) 7) 多賀谷, 岡本: 金属, 25 (1955) 593
- 3) 池田, 石田, 横山: 本報告, No.10 (1965) 25
- 4) 5) 藤: 日本金属学会誌, 13 (1946) 9, 23
- 6) 新制金属講座, 表面硬化, 5 (1965) 348

手錠
鋼線
うち
速度
成形加
による
の成形
にも実
金属
の研究
範囲で
度や降
般に面
変形に
本実
範囲の
とした
レス加
から、
性変形
いうこ
思われ
また
による
の種加
る。
ここと
静的引
ずみ
を観察し

手縫針の研究 (第20報)

針素材の引張り強さにおよぼすひずみ速度の影響 (その1) *

加 場 正 義
石 田 節

I 緒 言

手縫針の素材材としては現在軟鋼線 (0.06% C) と鋼線 (0.6~0.8% C) の 2 種が使用されている。このうち軟鋼線材について、引張り強さにおよぼすひずみ速度 (応力速度) の関係をあらかじめすることは、針の成形加工における変形抵抗と加工速度の関係を推察できる。すなわち針素材線の機械的性質がひずみ速度の影響による挙動を知っておくことは、針耳の打抜加工や針頭の成形加工時の加工速度による変形抵抗を推察するうえにも実用的意義があると考えられる。

金属材料の強度におよぼすひずみ速度については多く⁽¹⁾⁽²⁾⁽³⁾⁽⁴⁾⁽⁵⁾の研究があり、これらの報告にはおもにひずみ速度が広範囲であり、しかも衝撃引張り (動的引張り) における強度や降伏点のひずみ依存性について報告されている。一般に衝撃引張りではひずみ速度が増大するにしたがって変形に要する抵抗が高くなると報告されている。

本実験ではこれらの動的引張りに対して、静的引張り範囲の部分の引張速度の影響を軟鋼線材についてみようとしたものである。塑性加工での加工速度というのはプレス加工における工具の速さ (プレスラム速度) であるから、ひずみ速度とは厳密には表現が異なるが材料に塑性変形を与えるときの変形抵抗からは加工速度が速いということはひずみ速度が大きいと一般には考えてよいと思われる。

また他方、ASTM では引張試験速度の規定や DIN による引張り速度の規定があり、JIS でも将来は材料の種類によっては引張速度も規格化されるものと思われる。

ここでは第 1 報として軟鋼線材の応力除去加熱温度と静的引張りにおけるひずみ速度の影響を応力 (σ)—ひずみ (ϵ) 線図を記録させて引張り強さや降伏点の挙動を観察して、塑性特性を検討することとした。

II 試料と実験方法

本実験に用いた試験片はいずれも 5.5φ から冷間引抜加工により 1.15φ (断面減少率 95%) にしたものでその化学成分を表 1 に示す。引抜加工した針素材線の直径減組態はフェライト粒が細かく、球状セメンタイトが伸延方向に連なっている。横断面のカタチは Hv 237 程度である。引抜加工材の引張試験はネッキングがほとんど試験片に生じるため、測定値が広範囲にバラツクので、これらの線材を前処理として 400°C、500°C にソルトバスで約 20 分間加熱し、ついで空冷したいわゆる応力除去加熱した線材を試験片とした。その横断面のカタチはおのおの Hv 225、Hv 214 である。さらに完全に再結晶させる温度である 650°C に加熱した線材 (Hv 129) についても

表 1 試験片の化学成分 (%)

C	Si	Mn	P	S
0.06	0.19	0.40	0.005	0.028

検討した。試験片の長さは 120 mm とし、チャック間長はゲージにより 100 mm に一定した。

引張試験は島津微小万能試験機で荷重 100 kg、ひずみ倍率 2.5、記録装置は光テコにより σ - ϵ 線図を記録させた。

試験方法はまえにのべた 3 種の前処理材についてひずみ速度 $0.37 \times 10^{-3} / \text{sec}$ (2.2 mm/min) から $24.0 \times 10^{-3} / \text{sec}$ (141.2 mm/min) の範囲で引張試験を行なった。一般に鋼線の引張試験にはバラツキが大きいことはよく知られているので、各応力で破断した試験片の本数を調べ、正規分布に近いバラツキの信頼限界を求め全体の信頼値を考えてみた。また 500°C 加熱材のストレッチャー・ストレーン対策として降伏点伸びの終了するまで引張荷重をかけた試料について 25~35 kg の繰返し荷重による再現降伏点の変化についても検討を加えた。

*1967年3月日本金属学会中国四国講演大会に発表

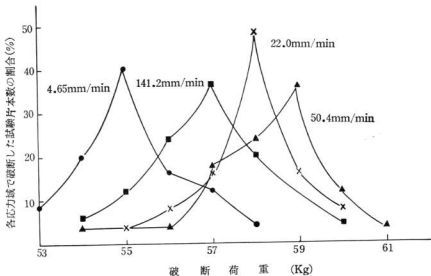


図1 400°C加熱線材の各引張速度における引張破断荷重のパラツキ

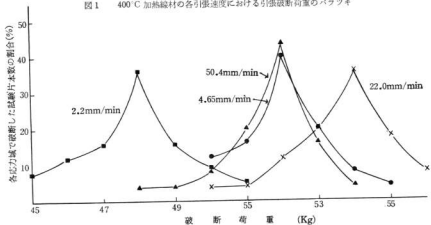


図2 500°C加熱線材の各引張速度における引張破断荷重のパラツキ

Ⅱ 実験結果と考察

1 破断荷重のパラツキと信頼限界

400°Cと500°C加熱線材について引張り試験を行ない、チャッキング間の径中央で切断した試験片だけの試験片本数と測定値の割合をあらわしたのが図1と図2である。各引張速度において両試験片とも35~40%の本数が正しい破断値であることがわかった。400°C加熱線材はやや正規分布の形に近く、500°C加熱線材は最多値よりも

低荷重にかたよる傾向があり、また応力域が広い、両試料とも高速引張り試験の径より低速引張り試験よりもパラツキがいくぶん大きいことが共通している。いま図1における破断荷重のパラツキがもっとも正規分布に近い引張速度(141.2mm/min)の試料の大きさ25本(母集団)からその測定値をランダムに $n=10$ 本をとって試料の大きさとし、その平均値を求めると

$\bar{x}=57.1$ kgとなる。つきに分散値 V 、試料標準偏差 S 、母標準偏差 σ を計算すると、それぞれつぎのようになっ

写
重100
ある
が10
3.3×
いず
観察

た、

$$V = 0.89 \text{ kg},$$

$$S = 0.94 \text{ kg},$$

$\sigma = 2.98$, これらの測定値10個のランダムサンプルによって母標準偏差 $\sigma = 2.98$ の母平均の確率95%の信頼限界を求めてみると、

$$\text{上限 } \bar{x} + 1.96 \sigma / \sqrt{n} = 57.7 \text{ kg}$$

下限 $\bar{x} - 1.96 \sigma / \sqrt{n} = 56.4 \text{ kg}$ となる。すなわち測定値が正規分布に近いものは当然最多値（モード値）がその平均値となり、400°C加熱線材で引張速度141.2 mm/minにおける95%信頼限界内の破断強度は56.0 ~ 58.0 kg内であると推定できる。しかし引張速度が早くなると測定値は低荷重にかたよるから線材の引張試験では最多値を信頼値としなければならない。本実験では10本の引張試験中約4本がモード値として測定できた。

2 引張り強さにおよぼすひずみ速度の影響

引張試験における引張速度の変化は変速ギヤーの変換

と直流サーボモーターにより、試験材の変速能力内の2.2 から 141.2 mm/min まで変化させた。ひずみ速度 ($\dot{\epsilon}$) はひずみ (e) の時間に関する微係数であるから

$\dot{\epsilon} = de/dt = (d\ell_1/dt) / \ell_1$ であらわされる。たとえば引張速度2.2 mm/minは1 secに0.0367 mmの速さで引張ることになり、これは時間について微分したもので

$d\ell_1/dt = 0.3671/\text{sec}$ となる。つぎにチャックの距離は100 mmであるから、結局ひずみ速度

$\dot{\epsilon} = (d\ell_1/dt) / \ell_1 = 0.003671/\text{sec}$ となる。引張速度2.2 mm/minはひずみ速度 $0.37 \times 10^{-3} / \text{sec}$ に変換され、同ように141.2 mm/minまで変換したのが表2である。

表2 ひずみ速度および引張速度の関係

引張速度 mm/min	2.2	4.6	7.7	22.0	34.0	50.4	91.0	141.2
ひずみ速度 $\times 10^{-3}$ 1/sec	0.37	0.78	1.3	3.3	5.7	8.4	15	24

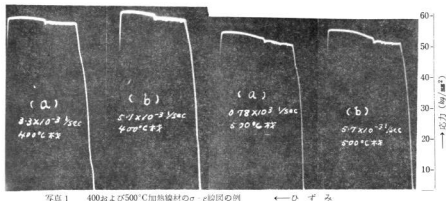


写真1 400および500°C加熱線材の σ - e 線図の例

←ひずみ

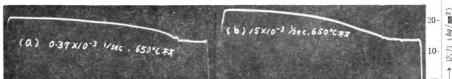


写真2 650°C加熱線材の σ - e 線図の例

←ひずみ

写真1は400°Cと500°C加熱線材でひずみ倍率2.5、荷重100 kgで引張試験によって σ - e 線図を記録した一部である。この線図における応力の測定は光スポットの移動が10 mmについて10 kgに相当している。ひずみ速度は $3.3 \times 10^{-3} / \text{sec}$ と $5.7 \times 10^{-3} / \text{sec}$ で引張った記録で、いずれも降伏点伸び部分（一定応力範囲で起る伸び）が観察される。

400°C材の降伏条件（塑性条件）を考えてみる。この試験線材に3主要応力（ $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ ）が同時に働くと仮定し、この応力の値のいかなる値のいかなる組合せのときに降伏点がはじまるかが降伏条件である。これによく用いられるのがトレスカ（Tresca）の条件で、 $2r(\max - \sigma_1 - \sigma_3) = Y$, $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$ がある。

Yは材料の種類、状態によって定まる値であり、本引

張試験では

$\sigma_2 = 0, \sigma_1 = Y = 2|\tau|_{\max}$ となるから、 Y は単純引張りにおける降伏応力に等しい量である。0.06% C 鋼、冷間伸線の断面減少率 ($Z = 1 - a/A$) 95.02% を 400°C で応力除去した状態のせん断応力 (ひずみ速度 $5.7 \times 10^{-3} / \text{sec}$) のモード値は

$$\tau = 28.4 \text{ kg/mm}^2 \text{ であるから}$$

$2|\tau| = 2 \times 28.4 = 56.8$ が σ_1 方向に作用すれば降伏がはじまることになる。ひずみ速度 $5.7 \times 10^{-3} / \text{sec}$ における降伏点は写真 1 の 400°C 材 (d) のように 56.2 kg/mm^2 であるからトレスカの条件とよく一致する。トレスカの降伏条件、

$|\tau|_{\max} = Y/2$ から引張試験における降伏点の約半がせん断応力となることになる。

写真 2 は 650°C 加熱材を $0.37 \times 10^{-3} / \text{sec}$ と $15 \times 10^{-3} / \text{sec}$ で引張った $\sigma - \epsilon$ 線図の例を示す。

本実験における線材の破断までの過程は、まず試験線材全体が一律に伸び、荷重が最大のところで中央に局部収縮 (くびれ) が起り、ついですぐこの部分に破断くびれが生ずる。くびれの起る点を考えると線材の変形中の刻々の断面積を a 、はじめの断面積を A とすれば、弾性ひずみを無視すれば、引張方向のひずみは体積一定の条件からひずみ

$\epsilon = \ell n(A/a)$ となり、引張応力 σ_1 は当然軸方向のひずみ ϵ_1 の関数である。はじめは線材が一律に伸びるが、この段階での荷重 P は $(a \cdot \sigma_1)$ に等しい。したがってこれが最大となる条件は、

$$dP/d\epsilon_1 = a - d(\sigma_1 a) / d\epsilon_1 = a(d\sigma_1 + \sigma_1 da) / d\epsilon_1 \text{ である また}$$

$\epsilon_1 = \ell n(A/a)$ から $A/a = e^{\epsilon_1/\ell}$, $a = Ae^{-\epsilon_1/\ell}$, $da = -ade_1$ のように誘導されるから、最大となる条件式は

$d\sigma_1/d\epsilon_1 = \sigma_1$ となる。すなわち $\sigma - \epsilon$ 曲線の傾斜 ($\tan \theta = d\sigma_1/d\epsilon_1$, または $\theta = \tan^{-1}(d\sigma_1/d\epsilon_1)$) が σ_1 に等しくなるような点でくびれがはじまることになる。また一様伸び中の断面積 a である線材の一部分が他の部分にくらべて断面積 $|da|$ (da は負) だけ減ったとする。このときの微小くびれ部分の応力以外の軸方向応力 $\sigma_1 = P/a$ に対し、くびれにもとづく変形のための線材の変形抵抗 (Y)、すなわち引張変形に対する抵抗は

Y から $Y + dY = Y + (dY/d\epsilon_1) d\epsilon_1$ に増大することが考えられる。いいかえるとこの微小くびれ発生にもとづくこの部分の引張応力の増加割合は

$d\sigma_1/\sigma_1 = -da/a$ であるのに対して、引張りに対する抵抗の増加割合は

$$dY/Y = -[(dY/d\epsilon_1)/Y] - (da/a) \text{ である。}$$

このように微小くびれ発生部分の引張応力の増加割合

と引張強さに対する抵抗の増加割合において前者が高ければこの微小くびれは発達して大きくなることはできない。この場合くびれの発生は安定しているといえ、線材はさらに一様な変形を続ける。両者の割合が等しくなるとはじめて微小くびれは不安定となり成長することができよう。したがってくびれの条件は

$$dY/d\epsilon_1 = Y \text{ であり、うえにべた}$$

$d\sigma_1/d\epsilon_1 = \sigma_1$ と同じ結果となる。すなわちくびれの安定、不安定の考察からもくびれ条件が定まり、本実験における線材の単純引張りにおいては、結局

$$Y = \sigma_1 \text{ とみなすことができる。}$$

つぎに写真 1・2 から観察できる降伏点伸び現象をまとめたのが図 3 である。400°C 材では降伏点が生じたのち約 $1.5 \times 1/2.5 \text{ mm}$ 伸びたところで線材内部の塑性変形による「すべり」と「加工硬化」現象を生じており、500°C 材では $2 \sim 2.5 \times 1/2.5 \text{ mm}$ 伸びた時点でこの現象が起

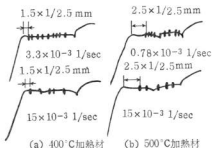


図 3 降伏点伸びの「すべり」「加工硬化」の現象

きている。これに対して 650°C 線材では $5 \sim 6 \times 1/2.5 \text{ mm}$ でこの現象が生じている。これはひずみ速度に関係なく、加熱温度にも依存しているようである。また 400°C、500°C 線材にもひずみ速度の違い試験ではすべりと加工硬化現象が多く生じており、ひずみ速度の早い試験ではその現象発生回数が少ない。650°C 材では明りょうではないが回数がさらに少ないことがわかる。これらの現象はひずみ速度の大小や前処理加熱温度によって、リユース帯 (微視的なすべり帯) の伝播の様相になんらかの相関があるのではないかと考えられる。

おのおのの前処理のひずみ速度と引張強度の関係を記録によるモード値をとって、加熱温度をパラメーターとしてプロットしたのが図 4 である。この図からは本試験片による静的引張試験ではひずみ速度による強度の著しい変化はみられないがひずみ速度 $6 \times 10^{-3} / \text{sec}$ 附近を極大として引張強さは上昇し、以後はほとんど変化していない。すなわち $0.37 \times 10^{-3} / \text{sec}$ の極低速引張りよりもっとも引張強さが小さく、ある速度で極大強さを示し

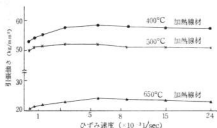


図4 0.06% C鋼線のひずみ速度と引張り強さの関係



写真3 破断部の縦断面顕微鏡組織 ($\times 400$)

- (a) ひずみ速度 0.37×10^{-3}
 (b) ひずみ速度 $24 \times 10^{-3} / \text{sec}$

以後変化していないことがいえる。

衝撃引張りにおいては高ひずみ速度になれば、転位と格子振動量子との相互作用にもとづく摩擦応力が大きくなるためであると説明されたものもあり、また極軟鋼とアルミニウム材による実験から高ひずみ速度による変形を物性論から考察した報告もある⁹⁾ ひずみ速度 $1 \sim 5 \times 10^{-3} / \text{sec}$ の範囲ではひずみ速度の増加にしたがって降伏強度は比例的に上昇するという論文があり、本研究もこの速度域ではひずみ速度の増加にしたがって強度が大きく上昇しており、この点によく一致する。本実験速度域での強度上昇は、やはりリユーズ帯の伝播の相異による強度変化であると考えられるが、あるいはもっと本質的なものであるかは、いまのところ明らかにすることができない。写真3は破断部の縦断面の顕微鏡組織で

ひずみ速度 0.37 および $24 \times 10^{-3} / \text{sec}$ とすべりが性とんだ結晶粒界でみられ、 $24 \times 10^{-3} / \text{sec}$ の高速引張りでは結晶粒が小さく、低速引張り材は結晶粒が大きい。これは高速変形のほうに変形構造が単純であり、低速では加工硬化の程度が大きく影響していることが考えられる。これに関してはHorbogenは変形構造の電子顕微鏡観察から、低速変形構造に比較して、高速変形は単純であり、また転位のもつれやセル構造が認められないと報告している。

図5は衝撃引張りにおけるひずみ速度の影響と本実験

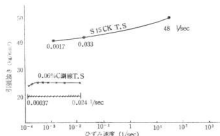


図5 静的および動的引張試験の形状依存性

における鋼材のひずみ速度の影響を比較してみたものである。上部の●印の曲線は山田¹⁾によって、S15CK材を完全焼なましした試験片で実験された結果であり、下部の×印の曲線は本実験の結果を示す。ひずみ速度 $10^{-3} / \text{sec}$ から $10^{-1} / \text{sec}$ においては両者の曲線は重複しているが、この間 ($0.0017 \sim 0.0331 / \text{sec}$) の小さい速度域はわかっていないが、鋼線の引張強度の変化とは一致していないようである。また完全焼なまし材と応力除去加熱による内部組織の差も考えられる。

ひずみ速度と全伸びの関係を示したのが図6で、500°C材はほとんど変化しておらず、650°C材ではひずみ速度 $10^{-3} / \text{sec}$ 付近で約27.5mmと最もよく伸びており、以後は変化していない。ひずみ速度が増加するにつれていくぶん全伸びも大きくなる傾向がうかがわれる。

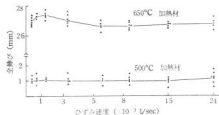


図6 0.06% C鋼線のひずみ速度と全伸びの関係

3 再現降伏点におよぼす引張り繰返し速度と引張り繰返し応力の影響

軟鋼の塑性加工では完全に壊れました材料を加工すれば加工圧力も小さく、相当な強加工も可能である。しかし絞り加工など材料の各部で一様に塑性変形させることは一般にむづかしい、したがってある部分だけ局部的に大きくすべることによって生ずるストレッチャーストレインの欠点はさけられない。この現象は加工速度が大きいと生じやすいといわれ、事実ひずみ速度の早い試験では写真1または図3からもわかるようにすべり現象がひずみ速度の遅いものよりも多くあらわれている。ストレッチャーストレイン対策としては素材にあらかじめ降伏点伸びを越え、1部加工するたびに材料に軽い引張りの残留応力を与えておくことと降伏点伸びがなくなるために上記のストレッチャーストレインが防止できることはよく知られている。そこで500°C加熱素材に降伏伸びを終了させ、ついで繰返し応力を与え、降伏点を再現させて降伏伸びが生ずるかどうかを検討した。

500°C加熱材に降伏点伸びが終わったところで25~35kgで50回引張り応力を与えた後に破断するまで引張った σ - ϵ 線図の例が写真4である。(a)は引張り繰返し速度141.2mm/minにおける試験で、最初の降伏点の44.1kg/mm²が45.2kg/mm²に増加している。(b)は91.0mm/minの引張速度で30kg、50回の繰返し応力をかけたもので約2kg/mm²の高い再現降伏点を示している。写真(c)は同ように2.2mm/minの速度で35kg、50回の繰返し引張りにより約4kg/mm²の増加しているのが知れる。降伏条件のところ

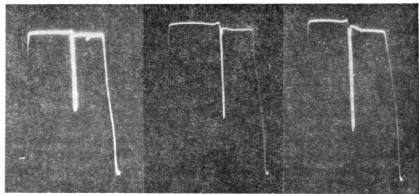
$2|\sigma| \max \sigma_1 = -\sigma_2 = Y$ における右辺のYの値は材料の種類と状態によって決まる定数であると考えたが、試験片を常温で引張って塑性変形させたのち荷重をのぞいたものを材料の一つの状態と考えると、この状態の試験線材の引張降伏点は線材がその状態に達する直前にうけた引張応力ほぼ等しい。その大きさは一般に自破材料の一番はじめの状態に対する降伏点よりも高くなることはよく知られている。このことはある大きさの引張りひずみ(ϵ_1)を与えたのち材料の引張降伏点Yは、最初の材料の連続的な単純引張の変形中の真応力-対数ひずみ曲線、

$$\sigma_1 = f(\epsilon_1) \text{ と同じ関係であると考えてよい。すなわち、}$$

$Y = f(\epsilon_1)$ は引張降伏応力Yを ϵ_1 に対して図示したもので変形抵抗曲線といわれるものであり、この関数fは塑性加工問題の解群に際して、

$f(\epsilon) = a + b\epsilon^n$ のような数式によって表現することがある。a, b, n は材料の種類と最初の状態によって決まる定数で、b/a またはnの値が大きければ加工硬化をおこなう程度が大きく、b/a=0 またはn=0 は材料が加工硬化しないことを意味する。しかし本試験線では加工硬化する材料であり、まえにのべた変形抵抗曲線についての検討は省略する。

つぎに増加して現われた降伏点につづく伸びやすべり現象はいずれも現われていないし、また降伏点を消失させるためには降伏点伸び以上に相当する永久ひずみを与える必要があるという従来から説明されているとおり降伏伸びは防止されている。このことは加工の形式や加工



(a) 引張繰返し応力25kg 引張繰返し速度141.2mm/min 引張繰返し回数 50回	(b) 同 30kg 同 91.0mm/min 同 50回	(c) 同 35kg 同 2.2mm/min 同 50回
--	-------------------------------------	------------------------------------

写真4 引張繰返し σ - ϵ 線図の例

をうける
工による
内部の残
かくすた
いと考
わづか加
生じたも
るていど
きると論

降伏点の増加 (kg/mm²)

図7

降伏点の増加 (kg/mm²)

図7の
22.0 mm
をバ
したも
上昇し
るとい
位など
効が応
の脱に
また
現伏降
で、こ

をうける材料の置かれている条件によって異なるが、加工による Cottrell 機構によるもの、またある場合は材料内部の残留応力が材料に内在する降伏伸びの発生原因をかくすために現象的に降伏点伸びを認めることができない¹³⁾と考へられる。しかし Hunty¹⁹⁾ らの考へは軟鋼材料をわずか加工することにより、材料内に小さい残留応力を生じたものは、単に降伏点を消失させるだけでなく、あるていどはひずみ時効による降伏点伸びの再現を防止できると論じている。

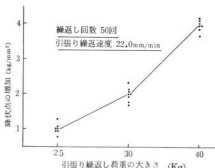


図7 引張り繰返し荷重の大きさと降伏点の増加

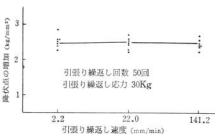


図8 引張り繰返し速度と降伏点増加

図7は500°C加熱線材について、引張り繰返し速度を22.0 mm/min、繰返し回数を50回に一定にして、応力をパラメーターとして降伏点増加値、再現降伏点を観察したもので、繰返し引張り応力に比例して再現降伏点が上昇している。繰返し応力回数に比例して強度が上昇するというはフェライト中の亜粒界や双晶境界とか転位などの格子欠陥と溶質原子との相互作用、すなわち時効が応力によって促進されるためであるといわれる従来の説によるものと考えてよいだろう。

また図8に引張繰返し応力30kg、繰返し回数50回で再現降伏点におよぼす引張り繰返し速度の影響をみたもので、この影響はほとんどないことが知れた。

IV 結 言

手錠針の素材である引張軟鋼線を各温度で引張加工による応力を除去した試験片材について塑性特性をあらかじめするために静的引張り強度におよぼすひずみ速度の影響など調べた結果ならびに2・3の現象についてつぎのように要約できる。

1 0.06% C 鋼線を冷間引抜き加工によって断面減少率95%に伸縮した試料の引張試験は切断箇所が一定せず、測定値も広範囲にバラつく。この線材を400°C、50°C、650°Cに加熱すれば約8割は試験線材の中央で切断し、各応力域で破断した試験片本数の割合は約40%が一定の応力で切断した最高本数である。線材の引張試験では必ずモード値をとらなければならないことが知れた。

2 引張り強さにおよぼすひずみ速度の影響としてはひずみ速度 0.37×10^{-31} /secから 6×10^{-31} /secまで急激に引張り強さは上昇し、以後あまり変化しない。すなわち本実験でもひずみ速度依存性が認められた。また応力除去加熱温度と加工力との関係は温度が高いほど加工する力は小さくてよい。

応力除去加熱温度の差およびひずみ速度の差によって降伏伸びにおける「すべり」と「加工硬化」現象の生じたかにそれぞれ特異性をもっている。これはリューダース帯の広帯の種相が異なっているためであるとした。

3 本試験線材でもトレスカの降伏条件によつた降伏がおこなわれており、破断面のおこる時点は、くびれにもづく変形のための線材の変形抵抗が軸方向の応力に等しくなった時に生じ、破断強度がそのまま変形抵抗とみなされる。

4 試験線材に降伏点伸びを越えた応力を与え、ついで引張り繰返し応力を与えた試料を再び引っ張ると、再現降伏点は大きく上昇し、降伏点伸びは生じない。この場合降伏点は引張り繰返し応力の大きさに比例して上昇する。引張りの繰返し回数と応力を一定にした場合、繰返し速度の影響はない。

おわりに本実験をおこなうにあたり貴重なご助言をいただいた広島大学精密工学科の大森助教に厚くお礼を申し上げます。

文 献

- 1) 山田、杉田：材料Vol. 14, No. 138 (1965) 192
- 2) 作井、中村：鉄と鋼, 47 (1961) 800
- 3) 作井、大森：鉄と鋼, 45 (1959) 22
- 4) 作井：機械学会誌, 65 (1962) 258
- 5) 大森、吉木：日本金属学会誌, Vol. 29, No. 11 (1965) 1087
- 6) 加場：興工試報No. 9 (1963) 28

- 7) 井上 機械の研究, Vol. 13 (1961) 258
 8) 作井: 塑性と加工, Vol. 4, No. 28 (1963) 342
 9) R・ヒル: 塑性学 (1950) 17
 鈴木 弘: 塑性性工 (1955) 19

- 10) C. A. Edwards: The Structure and Properties of Mild Steels. (1952) 167
 11) Hundy, B.B.: J. Iron and Steel Inst. Oct (1954) 127

鋳鉄の熱処理に関する研究 (第1報)

球状黒鉛鋳鉄の焼入, 焼ナラシ, 焼ナマシ組織

池田 哲郎 上田 勝
 田谷 征雄 新田 明

1 緒 言

鋼の熱処理については最近熱処理設備, 作業について JIS 指定工場を設ける案がだされるまで業界の関心が高まっており, 県下中小企業でも, 機械加工を容易にしました製品に必要な諸性質をもたせるためには適切な熱処理を行わなければならないということがよく理解され, 熱処理設備, 技術水準もかなり向上してきた。しかし, 鋳鉄に関しては, これまで鋳物は従前品質のパラツキが多いという考え方が残っており, 一般に行なわれている熱処理としては応力除去, チル除去の焼ナマシが主なもので, 焼入, 焼モデルして機械的性質を向上させるということあまり行なわれていなかった。

当場では以前鋳鉄の熱処理として, 普通鋳鉄・球状黒鉛鋳鉄の高周波焼入の研究を行ない, とくに球状黒鉛鋳鉄は効果大きいことを発表したが, 当時の中小企業では球状黒鉛鋳鉄の製造, 使用はまだ一般に行なわれていなかったので, 県内での実用化には至らなかった。しかしこの数年來, 球状黒鉛鋳鉄の製作が普及するとともに, 熱処理によりさらに性能を向上させようとするのが研究され, 大企業ではすでに実用化されている。鋳鉄の組織は一般にパーライト地に黒鉛がうめこまれた状態になっているものであるから, 鋼と同様な熱処理が可能なのである。しかし, 普通の鋳鉄では黒鉛が片状にでているので, 素地を強化しても機械的性質の向上はさほどでもないが, 黒鉛が球状の球状黒鉛鋳鉄では, 焼入, 焼モデル, 焼ナラシ, 焼ナマシなどの処理で機械的性質をいちはやく変えることができる。黒鉛を球状化させるに

は種々の球状化剤が使われているが, 当場では操作が容易で歩留り, 球状化率のよい K-C 剤を用いた球状黒鉛鋳鉄の製作を研究, 指導した結果, 現在県内でこの種の鋳鉄を製造する工場が多くなり, その製品もよく出廻ってきた。球状黒鉛鋳鉄の熱処理についてはすでに多くの文献があるが, K-C 剤を使用した球状黒鉛の熱処理文献は少なく, 実作業を指導するには不十分なので, K-C 剤による球状黒鉛鋳鉄の熱処理研究を行なうこととした。

球状黒鉛鋳鉄の JIS 規格は機械的性質で種類を定めているので, 鋳造工場ではユーザーの要求に応じて所定の機械的性質になるよう適当に鋳造している。機械的性質は素地組織の他に, 黒鉛の形態, 大きさ, 分布により左右されるもので, たとえば FCD40 だからといってフェライトの多い素地とはいえず, また FCD55 が全部パーライトになっているとは限らない。また鋳鉄は固くくちくちと品質のパラツキが多いので, 形状大きさが等しくても同一組織になっていない場合も考えられる。それゆえ, 素地組織がもつた球状黒鉛鋳鉄について, 加熱冷却方法を種々かえた場合にいかなる組織があらわれるかを明らかにしておけば, 熱処理作業上おおいに参考になるものと思われる。

1 試料と実験方法

1 試料およびその製法

鋳鉄しのみで素地組織をフェライト+パーライト (以下 F+P で示す) ・パーライト (以下 P で示す) ・セメントタイト+パーライト (以下 C+P で示す) の各型

試

F+P

P

C+P

にするた
 を用い
 Fe-Si
 Fe-Si
 生砂型
 部分を
 試料の
 鉛鋳鉄

試

F+P

P

C+P

各型の
 採取し,
 試料を
 に示す
 組織の
 (60~70
 の他に
 ものは
 黒鉛の
 いた。黒
 , 小片状
 共晶状
 パーライ

試

F+P

P

C+P

表 1 原料および添加材の配合率

試料	原料 (%)			添加材 (%)			備 考
	鋼 屑	ダクタイル鉄	戻 鉄	KC剤	Fe-Mn	Fe-Si	
F+P型	25	40	35	0.7	—	0.5	Fe-Si 0.5 ダクタイル鉄 --- 4.1% C 2.07% S 0.34% Mn 0.074% P 0.026% S
P 型	40	30	30	1.5	0.4	—	Fe-Si 0.5 戻 鉄 3.5% C 2.6% Si 0.5% Mn 0.045% P 0.02% S
C+P型	40	20	40	1.5	—	0.5	Fe-Mn --- Mn 75%以上 Fe-Si --- Si 75%以上 Ca-Si --- Ca 32%以上

にするため表1に示す配合により400K・V・Aエーgerを用いて溶解した。溶解方法は原料が溶けたのちFe-Mn、Fe-Siを加え、KC剤を置きつぎにより添加し、さらにFe-Si、Ca-Siで接種して約1450°Cで20 \times 300mm棒状生砂型に铸込んだ。試料はこの丸棒の両端50mmを除いた部分を長さ20mmに切断した円柱状のものである。各型の試料の化学組成は表2に示すとおりで、おむね球状黒鉛鉄の標準組成になっている。

表2 試料の化学成分 (%)

試料	T.C	C.C	Si	Mn	P	S
F+P型	2.88	0.31	3.33	0.37	0.047	0.014
P 型	3.59	0.85	3.08	0.62	0.046	0.016
C+P型	3.67	3.12	2.85	0.42	0.048	0.017

各型の棒状铸放し品のおおの30本中より任意に3本ずつ採取し、1本より4ヶづつすなわち各型から12ヶづつの試料を焼結した結果は写真1-a-1, b-1, c-1に示すとおりで、同じ型どおしでは試料採取位置による組織の差異は少なかった。F+P型ではフェライト(60~70%)パーライト(40~30%)地で、黒鉛は球状の他に小さな片状および塊状のものもみられた。P型のもは地がパーライトで遊離セメントイトも多少あり、黒鉛の周囲はフェライト化してブルース・組織を示していた。黒鉛はF+P型にくらべると球状が多いが、塊状、小片状のものもあつた。C+P型は白鉄化しており、共晶状および降状のセメントイトが大部分を占め残りはパーライトおよびフェライトで、フェライトは黒鉛の周

表3 試料(铸放し)のカタナ

試料	測定値 H _B およびH _C	平均値 Hv
F+P型	93.4 ~ 95.8	218
P 型	94.1 ~ 99.6	235
C+P型	46.0 ~ 48.4 *	472

*はH_BC

辺にわずかみられた。黒鉛は他の型のものにくらべや大きな凝球状および微細な塊状となっていた。カタナ測定結果は表3に示すとおりで、平均値はロックウエルBまたはCスケールで測定した平均値をビッカースカタナに換算したものである。これによるとC+P型は他の型にくらべバフキが多少認められたが大差はない。以上のように試料間の差異は少なかったので各型より無作為に採取した試料によって実験を行なうこととした。

2 実験方法

各型の試料を700・750・800・850・900・950°Cの各温度で図1に示すとおりに加熱冷却を行ない、試料断面を1.5mm除去した面を焼結およびカタナ測定を行なった。

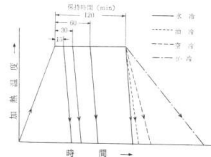


図1 加熱および冷却方法

測定位置をこのようにしたものは予備試験で試料の中央横断面を焼結した結果、試料の外周部附近と中心部とで組織差が少なかったからである。加熱炉は12KWマツプル炉を用い、同一処理温度の試料は一度に挿入加熱した。試料はいずれの場合も約60minで所定の温度まで上昇するようにした。

III 実験結果と考察

1 加熱温度と保持時間による組織・カタナの変化

冷却方法を水冷とした場合の加熱温度・保持時間の差異による組織、カタナの変化はつぎのとおりであった。

(1) フェライト+パーライト型

(a) 組織

表4に加熱温度、保持時間を変えた場合の検鏡結果を示す。この表によるとフェライトは850°C以下、マルテンサイトは800°C以上であられ、パーライトは750°C以下の試料にでている。950・900°Cで加熱した場合、写真1-a-2、でみられるとおり地はマルテンサイト

表4 フェライト+パーライト型の水冷組織

加熱温度(°C)	保持時間 (min)			
	15	30	60	120
950	M+G	M+G	M+G	M+G
900	M+G	M+G	M+G	M+G
850	F+M+G	M+F+G	M+F+G	M+F+G
800	F+M+G	F+M+G	F+M+G	F+M+G
750	F+P+G	F+P+G	F+P+G	F+P+G
700	F+P+G	F+P+G	F+P+G	F+P+G

M: マルテンサイト F: フェライト
P: パーライト G: 黒鉛

で加熱温度・保持時間による組織差はあまり認められなかった。850°Cではフェライトが黒鉛の周囲をとりまいており、15min加熱したものはフェライト量がマルテンサイト量よりも多いが(写真1-b-2)保持時間が長くなるに従いフェライトは次第に少なくなっていた。またオーステナイト化は黒鉛からはなれた位置で始まり、黒鉛の周辺部がもっともおそいようであった。写真1-c-2は850°Cで120min保持したもので以上の状態を示している。800°C加熱では写真1-a-3に示すとおり地はほとんどフェライトでわずかにマルテンサイトがみられた。マルテンサイトは保持時間が長くなるとわずかに増加しているようであった。750°C・700°C加熱ではフェライト地に球状化途中または層状のパーライトがでており、パーライトは写真1-b-3、c-3でわかるように加熱温度が高いほうが少なくフェライト化がすすんでおり、また写真1-c-3とa-4とを比較すれば明らかのように保持時間が長くなると減少していた。

(b) カタサ

カタサ変化を図2に示す。図中のカタサはロックウェルCまたはBスケールで測定した値の平均値をピッカースカタサに換算したものである。

950・900°C加熱では加熱温度によるカタサの差異は少なく、また保持時間の影響も少ないようであった。850°Cでは900°Cにくらべカタサはかなり低いが、保持時間

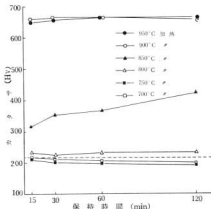


図2 フェライト+パーライト型を水冷した場合の加熱温度、保持時間によるカタサの変化

が長いほどかたくなっていた。図中破線で示したのは焼放しのままのカタサで、800°C以下の温度に加熱したものは水冷しても焼放しのままと大差はなく、また保持時間が長くなってもカタサはあまり変わらないことを示している。

(2) パーライト型

(a) 組織

表5に各温度、時間での検鏡結果を示す。F+P型と同様フェライトは850°C以下、マルテンサイトは2800°C以上、パーライトは750°C以下でみられた。950°C・900°Cでは写真1-b-4に示すとおり素地は全部マルテンサイト化していた。850°Cではマルテンサイトの他に黒鉛のま

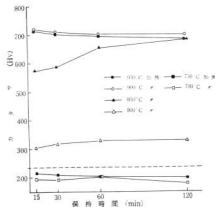


図3 パーライト型を加熱水冷した場合の加熱温度、保持時間によるカタサ変化

わりに
量は少
消滅し
フェリ
りま
なるよ
写真1
イト+
ライト
-c-
は700
状態
カタ
時間
た。ま
かた
加熱
120mi
800°C
増加
700°C
まの
(3)
表6
はマル
パー
加熱
はマル
るにつ
では
表
加
温
度
950
900
850
800
750
700

わりにフェライトがでていたが、F+P型にくらべると量は少なく、また加熱時間の長い120minではほとんど消滅していた。(写真1-c-4)。800°C加熱ではフェライトが多くなり、このフェライトも黒鉛の周囲をとりまいた形態をとり、保持時間が長くなるとやや少なくなるようになっていた。写真1-a-5はこの状態を示す。写真1-b-5は750°C120min保持したもので、フェライト+パーライト組織となり、加熱時間が長いほどパーライトはフェライト化して減少していた。また、写真1-c-5、a-6に示すとおり、750°Cで加熱したものは700°C加熱にくらべパーライト中のセメントタイトの球状化がよくすすんでいた。

(b) カタサ

カタサの変化を図3に示す。950・900°C加熱では保持時間が長くなると多少カタサは低下しているようであった。また900°C加熱は950°Cにくらべわずかではあるが、保持時間の影響も少ないようであった。850°C加熱では保持時間が長くなるに従いカタサは増加し、120min保持したものは950°C加熱と同等に硬化していた。800°C加熱は60minまでは保持時間がすすにつれわずかに増加を示し、60min以上ではほとんど変わらない。750・700°Cのものは15min加熱しただけですでに焼放しのまゝのカタサより軟かくなっていた。

(3) セメントタイト+パーライト型

(a) 組織

表6に各温度・時間による組織を示す。850°C以上ではマルテンサイト、850°C以下でフェライトがでており、パーライトは750°C以下でみとめられた。950°C・900°C加熱では写真1-b-6、c-6、a-7のとおり素地はマルテンサイト+セメントタイトで、保持時間が長くなるにつれセメントタイトは次第に減少し、950°C120minではわずかにみとめられる程度であった。850°Cでは地は

表6 セメントタイト+パーライト型の水冷組織

加熱温度°C	保持時間 (min)			
	15	30	60	120
950	M+C+G	M+C+G	M+C+G	M+G
900	M+C+G	M+C+G	M+C+G	M+C+G
850	C+F+M +G	M+C+F +G	M+C+F +G	M+C+F +G
800	F+C+P +G	F+C+P +G	F+C+P +G	F+C+P +G
750	C+F+P +G	C+F+P +G	F+C+P +G	F+C+P +G
700	C+P+F +G	C+F+P +G	C+F+P +G	C+F+P +G

C: セメントタイト

セメントタイト+フェライト+マルテンサイトで、フェライトは比較的小さな黒鉛附近およびレーデライトのスケルトン状の穴の部分に多い。マルテンサイトはセメントタイトの周辺に多くみうけられ、保持時間が長くなるほど量がふえ、逆にセメントタイト、フェライトは減少していたが、セメントタイトは900°C加熱のものにくらべると多く残留していた。これらの状態を写真1-c-8、a-9、に示す。800°C以下の加熱ではパーライトは加熱温度が高いほど、また保持時間が長いほど少なくなり、またよく球状化していた。(写真1-b-7、c-7、b-9、c-9)なおセメントタイトの大きさも加熱温度が高く保持時間が長いほど小さくなっていた。写真1-a-8、b-8はピクリン酸アルカリ溶液で腐食したもので黒く見えるのはセメントタイトでa-8のセメントタイトの中がb-8より細かくなっていることがみとめられた。

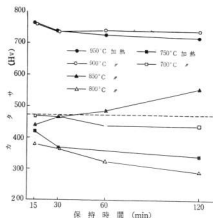


図4 セメントタイト+パーライト型を加熱水冷した場合の加熱温度、保持時間によるカタサの変化

(b) カタサ

カタサ測定結果を図4に示す。焼入カタサはこの型のものもっともかたく、とくに950・900°C15min加熱が最高のカタサを示した。しかし30min保持するとカタサの低下がめだち、またこれ以上保持すると950°C加熱では漸次低下していく傾向を示したが900°C加熱では30min以上加熱してもカタサの低下は少ないようであった。850°Cでは保持時間が長くなるとカタサは増えている。800°Cではカタサがもっとも低くなっていたがこれより温度が低い750°C加熱ではカタサは増加し700°Cでは焼放し品と大差がなかった。また800°C以下では保持時間が長くなるに従い軟かくなっていたが、加熱温度が低くなると保持時間の影響は少ないようであった。

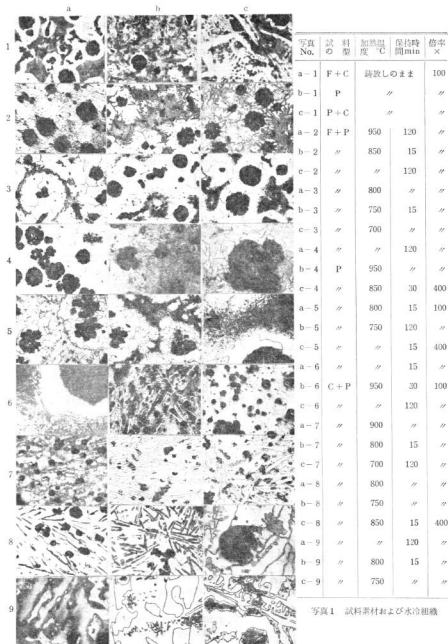


写真1 試料素材および水冷組織

2 冷
 前
 合の結
 (1
 各型
 F+I
 水冷結
 加熱
 9
 9
 8
 8
 7
 7
 カ
 合も
 700
 600
 (10
 500
 4
 400
 300
 200
 100
 目
 (2
 各型
 イト

2 冷却方法の相違による組織・カタサの変化

前述の各温度に120min保持後、油・空・が冷した場合の組織、カタサの変化はつぎのとおりであった。

(1) 油冷した場合

(a) 組織

各型の油冷組織は表7に示すとおりである。850°CでF+P型、P型に多少フェライト量が多かったほかには水冷組織と大差はなかった。

表7 油冷した場合各型にあらわれた組織

加熱温度 °C	試料の型		
	F+P	P	C+P
950	M+G	M+G	M+G
900	M+G	M+G	M+C+G
850	M+F+G	M+F+G	M+C+F+G
800	F+M+G	F+M+G	F+C+P+G
750	F+P+G	F+P+G	F+C+P+G
700	F+P+G	F+P+G	F+C+P+G

(b) カタサ

カタサ測定結果を図5に示す。比較のため水冷した場合もあわせて記入した。傾向はよく類似していた。

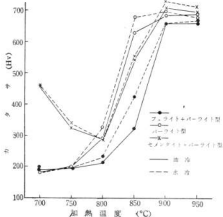


図5 各型の試料を各温度で120min保持後油、水冷した場合のカタサ変化

(2) 空冷した場合

(a) 組織

各型の組織を表8に示す。950°Cでは各型ともソルバイト・パーライト地にフェライトが黒鉛の周囲にブルス

表8 空冷した場合各型にあらわれた組織

加熱温度 °C	試料の型		
	F+P	P	P+C
950	P(S)+F+G	P(S)+F+G	P(S)+F+G
900	P(S)+F+G	P(S)+F+G	P(S)+C+F+G
850	F+P(S)+G	F+P+G	F+C+P+G
800	F+P(S)+G	F+P+G	F+C+P+G
750	F+P+G	F+P+G	F+C+P+G
700	F+P+G	F+P+G	F+C+P+G

S: ソルバイト

アイ状にでているが、F+P型、P型では焼戻し品よりフェライトの量が小さく、C+P型は加熱前にあった大きな黒鉛の周囲は変わらないが、黒鉛化によってできた黒鉛の周囲のフェライトはF+P、P型にくらべ大きくなっていった。900°CではC+P型にセメントナイトが残っていたほか950°Cと同様であった。850°C以下ではF+P型、P型ではフェライト+パーライトで、パーライトは850・800°Cではソルバイト状、750・700°Cでは球状化途中であった。C+P型の基地はセメントナイト+フェライト+パーライトで、パーライトは1800°Cがもっとも少なく、これより温度が低くなるに従い増加していた。750°C以下では各型とも水冷した場合と大差がなかった写真2-a-1~c-2にこれらの状態を示す。

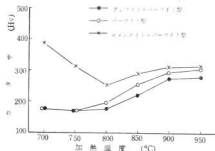


図6 各型の試料を各温度で120min保持後空冷した場合のカタサ変化

(b) カタサ

カタサ測定結果を図6に示す。C+P型は800°Cが最も軟らかく、高速度鋼バイトでの切削可能なカタサにまで軟化する。これより低温になるとふたたびカタサは増加し700°Cでは900・950°Cから空冷したものよりかたくなっていた。F+P型、P型では750°C以下、C+P型

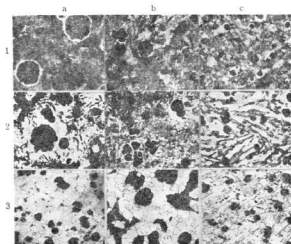


写真2 空、炉冷組織(×100)

写真 No.	試料の型	加熱温度 °C	保持時間 min	冷却方法
a-1	F+P	950	120	空冷
b-1	P	〃	〃	〃
c-1	C+P	〃	〃	〃
a-2	F+P	850	〃	〃
b-2	P	〃	〃	〃
c-2	C+P	〃	〃	〃
a-3	C+P	950	〃	炉冷
b-3	P	850	〃	〃
c-3	C+P	〃	〃	〃

では800°C以下の加熱では水、油冷した場合と大差がなかった。

(3) 炉冷した場合

(a) 組織

各型の素地組織を表9に示す。F+P型、P型はいずれもフェライト+パーライトで加熱温度が高いほどフェライト量が多いが、850°C以下ではP型はF+P型にくらべると少なくなっていた。C+P型ではフェライト+パーライト地にセメントタイトがでており、加熱温度が低いほどセメントタイトは多くなっていた。また各型ともパーライトは950・900°Cでは層状が多く850°C以下では球状化途中であった。写真2-a-3~c-3に代表的な組織を示す。

表9 炉冷した場合各型にあらわれた組織

加熱温度 °C	試料の型		
	F+P	P	P+C
950	F+P+G	F+P+G	F+C+P+G
900	F+P+G	F+P+G	F+C+P+G
850	F+P+G	F+P+G	F+C+G
800	F+P+G	F+P+G	F+C+G
750	F+P+G	F+P+G	F+C+P+G
700	F+P+G	F+P+G	F+C+P+G

(b) カタナ

カタナ測定結果を図7に示す。各型とも加熱温度が高

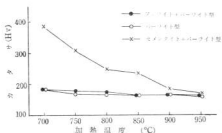


図7 各型の試料を各加熱温度で120min保持後炉冷した場合のカタナ変化

いほど軟らかくなっていた。F+P型、P型では加熱温度の影響は少なかったが、C+P型では低温になるほど軟らかくなった。

鉄は鋼にくらべるとSi量が多いので組織はあるSi濃度でFe-C-Si三元状態図を切断した断面状態図で示される。図8はあるSi%で切断した断面状態図である。また鉄では炭素が黒鉛としてあらわれる安定系とセメントタイトとして出てくる準安定系の変化とがあり、一定温度で保持、または加熱、冷却がきわめておそい場合にはセメントタイト・パーライトは黒鉛+フェライトと安定な組織に変わりやすく、また加熱状態から水・油・空冷する場合には準安定系の変化がおりやすく、オーステナイトはマルテンサイト、トルースタイト、ソルバイト、パーライト組織になる。図中で実線は安定系、破線は準安定系の変化を、また各領域内に記入した文字は安定系()内は準安定系の変化をした場合にあらわれる組織

を示す。
2 Ed
推察して
1 D
イトは不
ーライト
保持す
まわり
する程
6, b-
型, P型
D線以
2 F
ステナ
オース
この組
れてい
+P型
ら安定
800・85
ンサイ
・パー
冷がセ
にセメ
こか
域に入
のソル

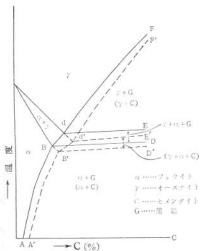


図8 Fe-C-Si系の一定Si切断面での安定系および準安定系状態図(説明用)

を示す。加熱した場合の組織変化を1 DBAC領域、2 EdBD領域、3 FdE領域にわけ実験結果から推察してみるとつぎのとおりである。

1 DBAC領域 図8のBD線以下の温度ではパーライトは不安定でフェライトと黒鉛が安定であるから、パーライトは第2段の黒鉛化により減少していく、長時間保持すればパーライトはなくなるが連続加熱では黒鉛のまわりやレドブライト中のパーライトがフェライト化する程度である。写真1-b-3、c-3、c-5、c-6、b-7がこの状態を示す参考になるもので、F+P型、P型の750°C以下、C+P型の800°C以下の加熱がBD線以下で加熱した状態に相当するものと考えられる。

2 EdBD領域 温度があがりBD線をこえるとオーステナイトが現われる。EdBDでかこまれた領域はオーステナイト+フェライト+黒鉛が安定な組織である。この領域で加熱・水冷された試料にはパーライトが現われていないこと、および実験結果では述べなかったがC+P型でセメントライトが減少し黒鉛が増えていることから安定系の変化をしたものと思われる。F+P型、P型の800・850°Cの水冷却の素地組織がフェライト+マルテンサイト、空冷がマルテンサイトのかわりにソルバイト+パーライトになっており、またC+P型850°C水・油冷がセメントライト+フェライト+マルテンサイト、空冷にセメントライト+フェライト+パーライトになっていることからこれら800~850°Cに加熱された場合がこの領域に入っていたものと考えられる。ここで空冷した場合のソルバイト パーライトはオーステナイトであったも

のがBD線以下で変態したものと思われる。また水冷試料の写真1-b-2、c-2、c-4、a-5にみられたように、マルテンサイト地中にフェライトが黒鉛の周囲をとりまいた形で残っていたのは加熱途中BD線以下の温度で黒鉛の周囲のフェライトが増加していること、このフェライトは第2段黒鉛化により炭素固溶場が図8のA'B'からABと少なくなったのでオーステナイト化しにくかったものと思われる。この領域でのオーステナイト量は加熱温度が高いほど、また保持時間が長いほど多くなっている。これは図2、3、4に示すF+P型・P型の800・850°C、C+P型の850°Cのカテナ変化で推察される。F+P型の800°C加熱では保持時間によるカタナの増加はわずかであったが、これは温度が低いのでCの拡散がおそかったためと思われる。

3 FdE領域 この領域ではオーステナイト+黒鉛が安定な組織で、温度が高いほどまた保持時間が長いほど安定系に移行しやすいからC+P型の950°C加熱のものは900°C加熱より、また長時間保持するほどセメントライトは少なくなったわけである。F+P型ではこの領域では不安定な組織がないから保持時間が長くなっても組織の変化は少ない。この領域に入っていたものは各タイプの900°C以上が相当するものと思われる。

つぎにこれら各領域から冷却した場合の組織はつぎのような過程で生じたものと考えられる。水、油冷ではオーステナイトであった部分はマルテンサイト、フェライト、セメントライトは高温での状態がほとんどそのまま現われる。油冷は水冷より冷却速度がおそいのであるが、トルムスタイト、ソルバイト組織が見当らなかったのは球状黒鉛鉄の焼入性がよいからであろう。850°C加熱でF+P型、P型でフェライトが水冷した場合より多かったのは冷却がおそいのでdE線からBD線まで冷えるあいだにフェライトが析出したためと思われる。空冷するとFdE領域に加熱された各型の900・950°C加熱のものは安定系の共析点と準安定形の共析点との間でフェライトが黒鉛の周囲をとりまいた形で析出しいわゆるブルスアイ組織をつくる。またオーステナイトは準安定の変化によりソルバイト、パーライトになる。F+P型、P型のフェライトの中が析出粒子よりよくなったのは空冷のほうが型の中で冷えるより早く冷却されたからであり、またP型がF+P型よりフェライト量が少なかったのはSi量の少ないP型のほうがフェライト析出温度範囲がせまかったことが原因であろう。領域EdBDの範囲に加熱された場合は加熱中オーステナイトであった部分がA1変態によりソルバイト+パーライトになる。BD線以下の温度に加熱されるとA1変態以下であるから組織変化は水・油冷と大差がなかっただけである。

加熱の場合にはFdE領域に加熱されたものはEdB

D領域を徐冷するさいにオーステナイトから黒鉛を析出し、残りのオーステナイトからフェライトを析出する。BD線以下になればA₁変態以下で地はフェライトだけになるがこれは安定系の変化をした場合で、冷却が早いとE'・D'・B'・D'領域かB'・D'線以下でパーライトがあらわれる。EdBD領域で加熱されたときみなされるF+P、P型の850・800°CおよびC+P型の850°Cのものは温度が下るに従いオーステナイトは減少しフェライトが増加する。B'・D'線以下になれば残ったオーステナイトはパーライトになるが、安定の変化がおこればフェライト+黒鉛となる。炉冷した試料にパーライトがでていたのはd F線とB'・D'線の冷却が多少早かったものと思われる。BD線以下の加熱では空冷と同様パーライトはフェライト+黒鉛となり、加熱温度が高いほうがフェライト化がよく進行する。

カタチの変化は素地組織の変化がわかれば納得できる。C+P型の950・900°C加熱で保持時間が短い15 min水焼入がもっともかたかったが、これはセメントタイトがもっとも多いからである。これらの温度では保持時間が長ければセメントタイトは減少していくからカタチは漸減する。しかし900°Cではセメントタイトの黒鉛化率が950°Cより少ないから950°C加熱のものほどには低下しない。安定系のA₁変態(BD線)以下に加熱した場合には各型とも加熱温度がA₁変態完了温度に近いほど軟くなる。またC+P型では保持時間が長くと軟くなり、また加熱温度が高いほど軟化の程度が少なかったが、これらはパーライトのフェライト化およびセメントタイトの黒鉛化のすみかたによるものである。

IV 結 言

KC剤による球状黒鉛鉄を焼入、焼ナシ、焼ナシした状態はMg系の球状黒鉛鉄を熱処理した状態と類似しているようであった。実験結果からつぎのことがいえるのではないと思われる。

1 普通の加熱方法ではA₁変態終了温度付近で安定系の変化がおこりやすく、黒鉛の周辺はフェライト化し、加熱温度が上昇してもこのフェライトはオーステナイト化しにくい。またオーステナイト化には保持時間を長くするより加熱温度を少しでも高くしたほうが有効である。

2 焼入硬化する場合にオーステナイト+黒鉛の領域で加熱温度、保持時間が等しいときには、カタチは加熱前の素地組織がセメントタイト+パーライトになっているものがもっともかたく、パーライト地のものがこれにつづき、フェライトが多いものももっとも低い。またセメントタイト+パーライト地のものは加熱時間が長く、加熱温度が高いほどセメントタイトの黒鉛化によりカタチの低

下は大きい。

3 オーステナイト+黒鉛の領域から焼ナシすると素地がフェライト+パーライト、パーライト組織の鉄にあらわれるプルスアイのフェライトの中は誘致したものよりせまくなるが、セメントタイト地のものは加熱前であった黒鉛の周辺のフェライトはあまり変わらないが、黒鉛化によって生じた黒鉛の周辺のフェライトは他の素地のものにくらべると中が広い。

4 焼ナシ温度が低くなるとフェライト+パーライト、パーライト地のものカタチは次第に低下するが、セメントタイト+パーライト地のもは安定系のA₁変態終了温度直下に加熱した場合がもっとも軟らかく、高速度鋼ペーパーでの切削が可能なカタチにまで軟化する。しかし加熱温度がA₁変態終了温度から低くなるほどカタチは増加する。

5 炉冷すると加熱温度が高いほどかたくなる。セメントタイトが多いものは加熱温度の影響が多いが、素地がフェライト+パーライトのものは影響が少ない。

6 安定系のA₁変態以下の温度に加熱した場合には組織、カタチは冷却方法によってあまり変わらない、また温度がA₁変態温度より低くなるほど保持時間の影響は少ないようである。

本研究の目的は緒言で述べたとおり、どの温度にどれだけの時間を加熱し、どのように冷却すればいかなる組織があらわれるかを明らかにするために行ったものである。しかし本研究での加熱条件をそのまま現場で球状黒鉛鉄の熱処理に適用するわけにはいかない。本研究結果はあくまでも実験試料についての結果であって、成分、形状、大きさ、加熱方法が変れば希望する組織にするための加熱温度、保持時間はことなってくるからである。したがって球状黒鉛鉄を熱処理する場合はあらかじめ予備試験を行なってその品物についての熱処理特性をつかまなければならない。この場合にあらわれた組織と本研究結果とを比較することによってその品物に対し適当な熱処理方法を推奨することができる。本研究はそのように利用していただければ幸甚である。

おわりに本研究に対し多くの試料を提供していただいた三重製作所の木宮、佐々木の両氏、御指導を蒙った石田科長、正岡、橋本研究員に対し深く感謝の意を表します。

文 献

- 1) 佐久間、池田：鉄物28 (1956)、70
- 2) 庄野、千田、井岡：鉄物36 (1964)、791
- 3) たとえ、林、杉原、中川：金属27 (1957)、205
- 4) 日本金属学会編：金属便覧新報 (1962)、632
- 5) 南波：熱処理、5 (1965)、185
- 6) 佐川：日本金属学会誌、15 (1951)、216
- 7) 青木：最近鉄の組織(補遺)日本金属学会(1951)、4

冷間加工
用のチ
メリカ
前から
冷間加
どの薄
ツデー
ル作業
押し、
性加工
し材料
せて作
冷間加
進む方
ラムの
ムと正
で、材
変形を
最近各
実用化
一方、
のロッ
的な組
プレス
る。
そこで
おける
の選択
押しし
は、ド
を最小
ると報
押しし
ている。
da/dc)

A l 管材の前方押出し加工圧力に およぼすダイス角度の影響

高橋 裕 男
加場 正義

I 緒 言

冷間押出し加工は約 100 年前フランスで鉛や錫で包装用のチューブを押出して作ることから始まり、その後アメリカやドイツにおけるアルミニウムの押出しなど 50 年前からすでに行なわれているといわれている。

冷間塑性加工法には打抜き、切断、折曲げ、深絞りなどの薄板プレス加工法や鋳込み、打刻など冷間鍛造やヘッダーで作る方法とか圧延、ねじ込み、引抜きなどロール作業や引抜きまで含まれる。しかし冷間押出し加工は押出し、絞縮、押搾けなどの作業をおもに行なう冷間塑性加工の一種といえるだろう。加工物は大体中心軸に対して対称になっていて、一般にたの冷間塑性加工法と組合せて作られる品物が多い。

冷間押出し加工法の種類を大別すると (1) 材料がラムの進む方向と反対方向に流動する後方押出し、(2) 材料がラムの進む方向へ流動する前方押出し法、(3) 材料がラムと正逆両方向へ流動する正逆押出法といわれるもので、材料の流れにむりがなく、比較的低い圧力で大きい変形を行なうことができる。

最近各工業に冷間塑性加工による製品や部品の製造の実用化が進んでおり、加工工程の低減に役立っている。一方、冷間押出し加工が発展するためには採算ベースにのるロット数の算出、型の適正な設計、加工工程の合理的な組合せ法、加工動力特性に適合した出力特性をもつプレス機の選択など十分考慮する必要があると考えられる。

そこで本研究では純 A l 管材の前方定常押出し加工における型の設計に関する、すなわち押出し用ダイス角度の選択基準を得るための研究の 1 部である。

押出し加工圧力におよぼすダイス角度の影響については、ドイツの Fischer が軟鋼管の押出しで、押出し圧力を最小にする、いわゆる最適ダイス半角度 $\alpha = 60^\circ$ であると報告している。また西ドイツにおける鋼の冷間前方押出しに対してダイス半角度 α としては $45 \sim 60^\circ$ をおしている。これは Feldman が断面減少率 $R = (1 - (d_1/dc)^2) \times 100$ が 75% の場合について行なった押出

し圧力の測定結果を基礎にしているようである。

一方、Sachs らは鉛を用いての実験で $\alpha > 40^\circ$ では押出し圧力はダイス角度によってはあまり変わらないと述べている。また Pugh らは直角ダイスを用い、マンドレル径をいろいろに変えて軟鋼の押出しを行ない断面減少率が同じ場合、最高押出し圧力はマンドレル径によっては影響されないが、最高押出し荷重は素材の外径が一定の場合にマンドレルの大きい方が小さくなることを示している。これに対して Sachs らの実験では最高押出し圧力が (管肉厚) / (管外径) 比によって影響をうけることを述べている。

本実験は純 A l 管材を用い、室温における前方押出しをおこない、各条件下での定常前方押出しをすべり陰陽法により解析し、ダイス角度の影響を摩擦条件および断面減少率との関連において調べて、実験と比較検討したものである。

I 試料と実験方法

実験に使用した A l 素材の純度は 99.73% である。熱間で押出し、冷間引抜き後パイピレットに削りだし、最後に 400°C で焼きましたもので、その寸法形状を図 1 に示し、その顕微鏡組織を写真 1 に示した。これらのカタナは Hv18~19 であった。管材の外径はコンテナ径に合せて、すべて 18° とし、内径 d_1 はそれぞれのマンドレル径に合せた寸法にした。

押出し実験用工具は図 2 のような工具を用い、ダイス出口角は 0.5R の丸縁がついており、補強リングに圧入 (約 0.01mm) してある。またプレンとパンチガイドも圧入によっている。ダイス、コンテナプッシュおよびポンチの材質は SKD11 を Hc61~62 に調質し、研磨後クワッピング仕上げし、表面アラナはダイス面で 0.4S、コンテナ内面が 0.8S である。マンドレルの材質は同じく SKD11 を HcC55 に調質し、コンテナ部はクワッピングして 0.4S 程度の表面アラナである。補強リングは SKS7 を用い、HcC50~52 で、ケースは S40C を用いた。コンテナ径

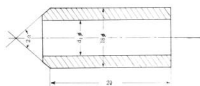


図1 押し出し用ビレットの寸法

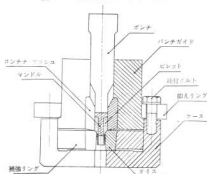


図2 A2管材前方押し出し実験用工具

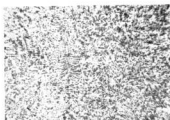


写真1 A2管材の顕微鏡組織(×100)

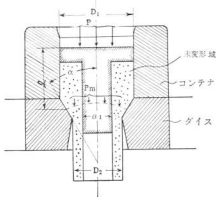


図3 押し出し過程の記号

は18.06 ϕ であり、平行部の長さは30mmである。ダイスの上面は円すい面でダイス出口の径 D_2 、円すい半角 α 、マンドレル径および断面減少率を表1に示した。ダイスとマンドレルの主要部分と押し出し過程図3に示す。未変形材料はマンドレルの進行とともに剛体として前進しダイスより一定距離にある剛塑性境界を越えるとその材料の前方にあった材料とまったく同じ径路をたどって塑性域を通過し、ついにダイス出口よりでて押し出材となつてふたたび変形しない剛体として前進する。したがってダイス出口近くの材料内の応力と速度分布はダイスに固定した摩擦軸に関して一定であり、いわゆる定常押し出し過程となる。

表1 コンテナ、ダイス出口、マンドレル径およびダイス半角 α

コンテナ径 ($D_1=18.06\phi$ 一定)				
断面減少率 R%	ダイス出口径 D_2			R%
	16.69	15.40	21.70	
マンドレル径 d_1 mm	$\alpha^\circ=45$	15, 30, 45 60, 90	$\alpha^\circ=45$	
	13.68	9.34		35
	15.87	14.07	8.47	65
	16.44	15.12	11.47	85

実験方法としては、つぎの2つの系列について行なった。第1系列として断面減少率を一定とし、ダイス角度をいろいろ変化させて平均押し出し圧力におよぼすダイス角度の影響を調べた。第2の系列は同じ断面減少率を第1系列の実験とは異なったダイス出口とマンドレル径によって与え、平均押し出し圧力におよぼす関係寸法の影響をみようとするものである。

押し出し実験装置を写真2(a)に示すようにアムスラ一式50tonの万能材料試験機で行ない、ストローク荷重記録用の記録装置を写真2(b)に示した。押し出し速度はすべて1.5mm/minで押し出し、潤滑剤としては押し出し管材にジョンソンワックス No.111 ($\mu=0.03$)を塗布し24時間経過させ十分乾燥して実験を行なった。

押し出し性の実験における試料は99.73%アルミニウム、純銅およびS30Cの焼なまし材を使用し、20%予引張り、予圧管材を種々の直径の丸棒に削出した。内径が1.27 ϕ 、半角15 $^\circ$ の円すいダイを用い、1.5mm/minの速度で押し出した。押し出し限界は試料の直径のふくらみが1%となるような断面減少率となつたところで押し出し限界とした。

引抜き限界の実験では99.73%アルミニウム軟質、半硬質、硬質材と7/3黄銅軟質材(直径18mm)を用いた。ダイスは半角度12.5 $^\circ$ の円すいダイで引抜いて引抜き応力

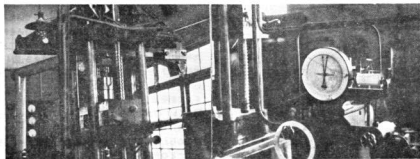
と引抜きは押し出し過程を説明する。

1. 押し出し材料のダイスを使用する断面寸法を決定した力の平

表

マンドレル径 9 14 15

表3
ダイス半角



(a) 押し出し実験装置

(b) ストローク-荷重曲線の記録装置

写真 2 実験装置

と引抜いた材料の降伏応力(耐力)を測定した。潤滑剤は押出し、引抜き実験ともにジョンソフワックス No.111 を塗って十分乾燥して実験した。

III 実験結果と考察

1 断面減少率一定における平均押し出し圧力に

およぼすダイス角度の影響

ダイス出口径は一定(15.60mm)で角度の異なるダイスを使って、3個のマンドレルを用いる場合の計算による断面減少率、出入口断面積 A 、 a の計算値を表2に示す。つぎにダイス角度 15° 、 45° 、 90° の場合において測定した押し出し荷重 P の平均値と計算による平均押し出し圧力の平均値を表3に示した。図4は得られた荷重-スト

表2 各ダイス角度における d_1 、 A 、 a および R の計算値

マンドレル径 d_1 φ	入口断面積 A mm ²	出口断面積 a mm ²	断面減少率 $R = 1 - a/A \times 100\%$
9.34	190.33	125.18	34.2
14.07	100.79	35.64	64.6
15.12	76.73	11.58	84.9

表3 各ダイス角度における R 、 P 、 P_m の計算値

ダイス角度 α°	断面減少率 $R\%$	押し荷重 P kg	平均押し荷重 $P_m = P/A$ kg
15	34.2	1080	5.68
	64.6	1558	15.46
	84.9	2960	38.59
45	34.2	1820	9.46
	64.6	1720	17.00
	84.9	3270	42.63
90	34.2	1960	10.29
	64.6	2170	21.63
	84.9	3870	50.46

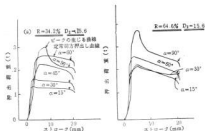


図4 荷重-ストローク線図の例

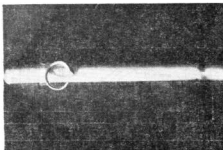


写真3 $R=65\%$ 、 $\alpha=90^\circ$ における押し出し管材のデットノケル

ローク線図の代表例で、ダイス角度 90° では写真3のように $R=65\%$ 、 $\alpha=90^\circ$ におけるダイスとコンテナとの角隅部にデットメタルが生じたためにストローク5mm附近で初期の荷重ピークのある曲線となった。 $\alpha=45^\circ$ と 60° では断面減少率の大きい方(65%)が右下りの傾斜が急なのは、断面減少率35%より65%の方がコンテナ面摩擦応力が高いためと考えられる。

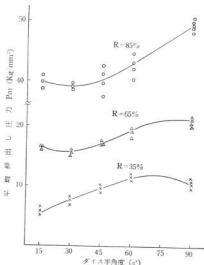


図5 A₂管材押出しの平均押し出し圧力とダイス角度の関係

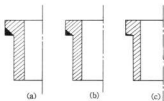


図6 角隅部のデットメタルおよび潤滑剤の状態

図5はダイス角度を横軸にとり断面減少率をパラメータとして平均押し出し圧力をプロットした図である。平均押し出し圧力としては荷重—ストローク線図で非定常変形過程に入る直前(図4の矢印の位置)における押し出し荷重を素材の断面積で除した値をとった。各曲線とも極小点があり、最適ダイス角度の存在を裏書きしている。R=85%では実験値のバラツキが大きいのが目立つ。この高い点は押残り部尾端にバリが半月状にできているのが観察され、その最大高さは10mmに達したものもある。この部分の摩擦のために押し出し圧力が高くてたものと思われる。R=35%ではダイス半角度が小さい程平均押し出し圧力は小さく、R=35%、R=85%では最小にする圧力は30°附近であることがわかる。またR=35%では曲線に極大点があるので、直角ダイスによる場合の方が平均押し出し圧力が低くなっている。この場合にはデットメタル

が生じ、しかもそのデットメタル内面は図6(a)でわかるように内面が開き半角約45°の円すい面になっていた。ストロークの進行とともにこの面には潤滑剤が付込まれるから、この場合の加工はα=45°のダイスでの加工と似た条件で押出されていると考えることができる。図4(a)で荷重—ストローク曲線が順次α=45°ダイス角度に近づいてきていることからそのことがうかがえる。直角ダイスで断面減少率65%に押出す場合にはデットメタルが図6(b)のように内面の開き半角約60°の円すい面であった。しかし断面減少率85%の場合にはデットメタルは認められなかったが図6(c)に示すようにダイスとコンテナとの角隅部に潤滑剤が閉じ込められていた。

2 断面減少率一定における平均押し出し圧力におよぼす出口径とマンドレル径の関係寸法の影響

まえにのべた実験では一定出口径のダイスを用いたがこの実験では前と同じ断面減少率を異なる2種(12.7^φ、16.6^φ)の出口径のダイスおよびそれに応じた、表1にあげた寸法の異なるマンドレルを使用してダイス半角度αは45°に一定して実験した。

この実験の荷重—ストローク線図の一部を図7に示す。またこの結果を図8にダイス出口径をパラメータとして、断面減少率と平均押し出し圧力の関係を示した。とくに断面減少率85%の押し出し管材の頭部にバリができないようにマンドレル頭部に銅メッキをほどこしたものをを用いて押し出した。この結果ダイス径がもっとも大きいD₂=16.6^φでは各断面減少率とも平均押し出し圧力は小さく、ダイス出口径の小さくなるにしたがって平均押し出し圧力は大きい。また断面減少率85%では銅メッキによりマンドレルとブッシュ間をより密着させたが、まだかなり押し出し圧力がバラツキしている。

つぎに横軸に出入口断面積比(押し出し比A/a)の自然対数をとると、縦軸は平均押し出し圧力をとったのが図9である。いずれもバリがでるのを防ぐために、マンドレル頭部に銅メッキをしたものを使用した。断面減少率85%の場合、マンドレル頭部に銅メッキすることにより、バリは最大高さ2mmほどおさえることができたから、バリ部分の摩擦の影響はかなり減少せられたと考えられるが、それにもかかわらず平均押し出し圧力は系列1における実験点は極めて接近している。このことは Sachs⁹⁾らの管肉厚/管外径(d/D₂ダイス出口径)比が0.05より小さくなるほど、平均押し出し圧力が高くなると述べていることによく一致している。かれらは1/dが小さくなる(摩擦面積)/(変形体積)の比が大きくなるから、摩擦面が相対的に大きくなり圧力が上昇すると説明している。管材の前方押し出しにおける最適ダイス角度は断面減

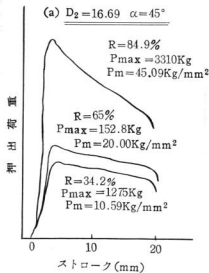
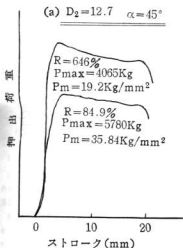


図7 押出し荷重-ストローク線図

少率ならびに摩擦条件とともに1/4の関係を考えに入れた押出し加工を定めることが必要であることがわかる。

3 平面ひずみ定常押出し

本実験に用いたアルミニウムの単純圧縮下における圧縮応力-圧縮対数のひずみ曲線(Y-e)を求めてみると図10のようになる。試験片の最初の直径は18mm、高さは240

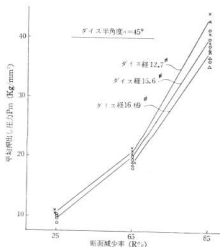
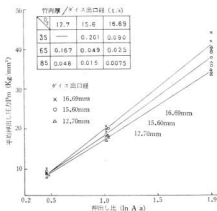
図8 各ダイス出口径における関係
圧力と断面減少率と平均押出し

図9 ダイス出口径による押し出し比および平均押出し圧力の関係

mmであるが、摩擦の影響をできるだけ小さくしながら大きなひずみ範囲まで圧縮試験を行なうために、ワセリンで緩返し潤滑しながら、しかも背が低くなれば直径を削って細かくしながら圧縮試験を行なった。縦軸のは材料の1軸応力下の変形抵抗または降伏応力Yに、横軸 e は相当ひずみに相当する。また同図のYm曲線は0~eの

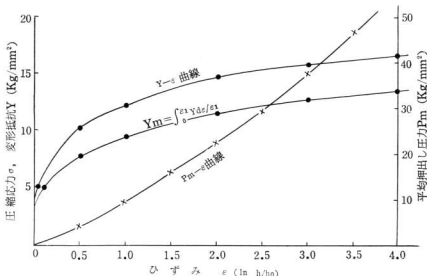


図10 実験用A ℓ の変形抵抗曲線、平均変形抵抗曲線および平均押し出し圧力線図

ひずみ範囲におけるYの積分平均値の曲線で平均変形抵抗(降伏応力曲線または流動応力曲線ともいわれる), すなわち

$Y_m = \int_0^\epsilon Y d\epsilon / \epsilon_1$ により計算したものである。あるダイス角度 α 、断面減少率 $R = 1 - a/A \times 100$ に対する平面ひずみ定常押し出しの基準化押し出し圧力 $P_m/2k$ は、同じダイス角度と断面減少率の軸対称定常押し出しのさいの $P_m/2k$ に等しいとして、 $P_m/2k$ が得られれば図10で $\epsilon = \epsilon = 2/\sqrt{3} \cdot P_m/2k$ のところの Y_m が定まりこれが押し出し中の平均変形抵抗に等しいわけである。Misesの降伏条件によれば $k = Y/\sqrt{3}$ であるから上記の Y_m を $2/\sqrt{3}$ 倍すれば平均せん断降伏応力 $2km$ が得られる。さらに $P_m/2k$ にこの $2km$ をかければ求める平均押し出し圧力 P_m が得られる。図11は平面ひずみ定常押し出しのすべり線場の1例を示した。すべり線場解法もいろいろの要素が入るが、ダイス角度 $\alpha = 75^\circ$ 、ダイス面とマンドレル面には摩擦係数 $\mu = 0.1$ の場合、断面減少率 $R = 83.5\%$ の場合に対するものである。またいろいろのダイス角度と摩擦係数に対するすべり線場解から求めた定常押し出し圧力を α に対してプロットしたのが図12で、断面減少率80%に対するものである。これらの曲線の極小点は最適ダイス角度を与えており、これをまとめたものが表4である。図5における断面減少率65%の実験曲線は $\mu = 0.05$ の計算曲線によく一致しているが、 $R = 85\%$ の場合、実験点のバラツキが大きいが、両曲線を比較してみると傾向がかなり異なっている。これはさきの実験での押し残り部のバリ

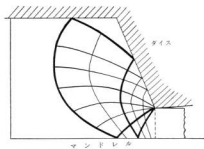


図11 平面ひずみ定常押し出しのすべり線場の1例

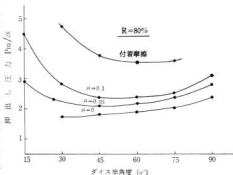


図12 すべり線場解から求めた押し出し圧力とダイス角度の関係

の影響と考えてよいだろう。

表4 最適ダイス角度(平面ひずり)

断面減少率%	摩擦条件			
	60	70	80	90
$\mu=0.05$	30°	35°	45°	60°
$\mu=0.10$	40	47.5°	55°	>75°
付着摩耗	>45°	>60°	>75°	90°

4 各材質の押しし限界

図13のようにダイをとおして、各材料の断面を減らす押ししあるいは引抜きにおける加工限界と材料の特性の関連を見いだす目的でつぎの実験を行なった。

純アルミニウム、7/3黄銅およびS20Cの焼なまし材を30%の予引張りおよび圧縮材とし、種々の直径の丸棒に削り出し、ジョンソンワックス No.111を塗って、内径12.7mm、半角15°の円すいダイを通して押ししまたは引抜きを行なった。押ししおよび引抜きは1.5mm/minの速度で行なった。

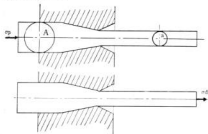


図13 押ししおよび引抜き加工

図14は圧力-ストローク曲線の例である。押しし限界は素材の直径のふくらみが1%となるような断面減少率をもって押しし限界とした。その結果を表5に示す。またこれらの降伏応力曲線を図15に示した。これから弾性限界がとくに低く、加工硬化率の高い軟鋼材の押しし性がよいことがわかる。S20C材だけがパウレンガー効果をあきらかに示し、予想どおり予圧縮材の方が予引張り材

表5 押しし限界

	焼なまし	予圧縮	予引張
S20C	25~30%	45~48%	40~45%
アルミニウム	25~27%	37~40%	35~37%
鋼	10~13%	42~45%	40~42%

表6 引抜き限界

	焼なまし	半硬	硬
アルミニウム	58	56%	47%
黄銅	63	—	—

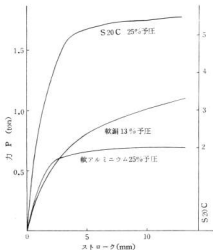


図14 押しし曲線の例

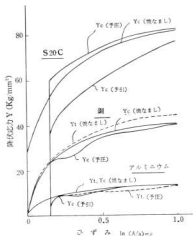


図15 押しし実験材料の降伏応力曲線

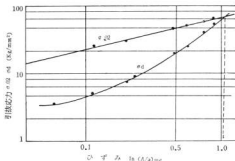


図16 7/3 黄銅の引抜き応力とひずみ

の方よりも押し込み性が高い。

1.5mm/minの低速引抜き実験には純アルミニウム(99.73%)の軟、半硬、硬質材と7/3黄銅軟質材(直径18mm)を用い、半角12.5°の円すいダイで引抜いて引抜き応力 σ_d と、引抜いた材料の降伏応力 σ_{02} を測定した。図16に結果の例を実験で示した。材料の変形前後の断面積をそれぞれA、 a とし、ひずみを $|\ln(a/A)| = \epsilon$ であらわし、このひずみの大ききところの σ_{02} は、引抜きパスを2~3回にしたものから求め、これを図16の破線で示した。引抜き限界はこれらの両曲線の交点の断面減少率によって定めた。この結果を表6に示す通り、限界断面減少率は押し込みの場合より全体的に高く、また材料による差は比較的小さいが、加工硬化率の高い材料、すなわち7/3黄銅、軟アルミニウムがもっとも良好な引抜き性を示すことがわかった。

IV 結 言

純アルミニウム管材の室温における軸対称前方押し込み実験において、最適ダイス角度の検討ならびに各材料の押し込みあるいは引抜きにおける加工限界と材料特性の関係について要約するところとおりである。

(1) 直角ダイスを用いた押し込みでは、ストロークの初期に圧力が異常に上昇するのはダイスとコンテナとの角隅部にデットメタルの生成と分離がおもに原因していることがわかった。また $\alpha=45^\circ$ 、 60° ダイスでは断面減少率の大きい方がコンテナ摩擦応力が高いためにストロークの進行にしたがって急に押し込み荷重が低下する。

(2) 押し込み圧力は断面減少率が一定のとき、ダイス角度のある値で最小圧力があり、断面減少率35%では約 60° で極大点を生じることがわかった。最適ダイス半角度としてはつぎの表のようになる。また直角ダイスで平均押し込み圧力が減少しているのはデットメタルのため $\alpha=45^\circ$ での押し込み加工とみなされる現象が起る。ダイ

スは α が小さいほど内圧による引抜き応力が大きくなるから、かたい材料を大きな断面減少率で押し出すときは押し込み圧力の方を犠牲にして表の値よりも大きいダイス角度を選ぶことがよいであろう。

最適ダイス半度 α°

断面減少率	35	65	85
ダイス半角 $^\circ$	15	25	30

(3) ある断面減少率で押し出す場合、ダイス出口径のマンドレル径の寸法関係では Sachs らの指摘するように管壁厚 t /管外径 d が摩擦条件と断面減少率とともに最適ダイス角度を決定する重要な原因のようである。すなわち t/d が小さくなるほど平均押し込み圧力が高いことがこころでもいえる。

(4) 断面減少率65%では実験値と理論値がよく一致しており管材の変形が平面ひずみ条件下での変形にかなり近い変形をするが、断面減少率が高くなると理論値より異なっている。

(5) 押し込みまたは引抜き加工における加工限界は硬なまじった軟鋼のように加工硬化率の高い状態の材質は押し込み性が悪く、加工硬化させたものは押し込み性がいちぢるしくよくなる。また加工硬化法として予圧縮したものは予引張り材よりも押し込み加工限界はよい。

(6) 引抜き加工限界では逆に加工硬化率の高い材料がよい引抜き性をもっている。

おわりに本研究は工業技術院機械試験所塑性加工研究室で実験したものであり、常にご指導いただいた高橋主任研究官ならびに本研究の発表を許可された工藤第3課長にお礼申し上げます。

文 献

- 岡本：自転車生産技、Vol. 24、(1956)、16
- H. Fischer：WerKst. U. Maschbau, 40、(1950)、237
- H. D. Feldmann：Stahl, U. Eisen, 73-3 (1953)、165
- G. Sachs & A. Draper：Micro, technic, 13 (1959)、66
- H. Li, D. Pugh & J. Mekenpic：Sheet Metal Ind. 38 (1961)、253
- G. Sachs & Draper：Micro technic, 13(1959)、68
- 鈴木：塑性加工 (1965)、21
- Walter, A. Backofen：Fundamentals of Deformation Processing (1964)、18
- 工藤：塑性と加工、Vol. 1、No. 3 (1960)、228

最近、
セレン
素、プロ
しかし
未だ判然
そのた
では色々
よって
ともその
実験を行
先ず、
対する特
3,400°C
者の12.6
的な関係
熱効果の

本実験

ある。

1. 器

a. 加

b. 被

同。

2. 実験

a. ガ

C₂

C₃

C₃H₈

予定で

を見、

とにし

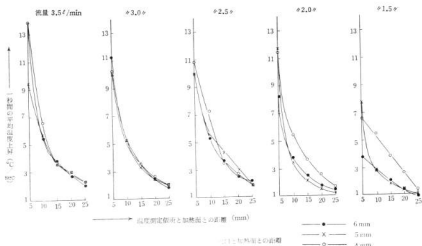


図1 各種条件による C_2H_2 の1秒間の平均温度上昇

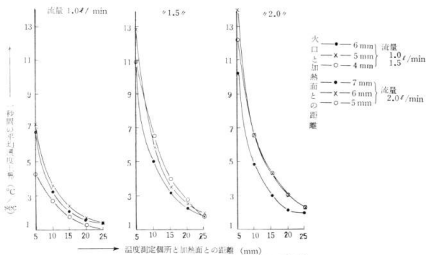


図2 各種条件による C_3H_8 の1秒間の平均温度上昇

ス流量のあることがわかれた。

本実験で使用した火口においては、 C_2H_2 の場合、5mm程度の板厚のものに対しては2.0 ℓ/min 、10mm以上の板厚のものについては2.5 ℓ/min の流量が適切であり、この流量よりも減少、あるいは増加しても効果的な消費量を得ることはむづかしいのではないかと云う結果を得た。

C_3H_8 の場合にも、板厚15mmまでは、 C_2H_2 と大體同

様のことが言え、1.5 ℓ/min が効果的である。しかし20mm以上の板厚になると、火口距離によりバラツキを生じ、少し問題が残っている。

更に、図4、5から、火口距離5mmの場合の C_2H_2 、 C_3H_8 両ガスの消費量を、図6において行なったが、その結果は両者がはっきりと2層に分れ、各板厚を通じて後者は前者の約2分の1程度となっている。

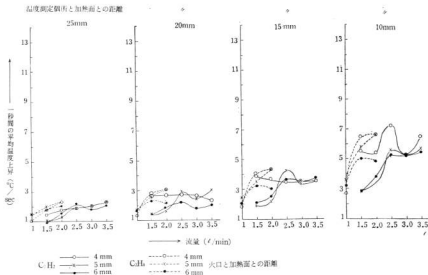


図3 C_2H_2 、 C_2H_4 の1秒間の温度上昇

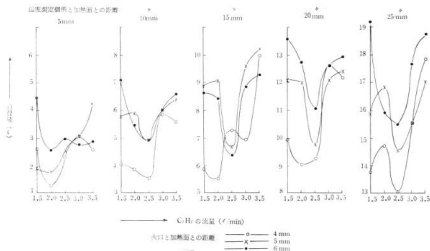


図4 各種条件による C_2H_2 の消費量

3. 所定温度に加熱する所要時間

ガス流量差による所要時間を図7、8に示したが、 C_2H_2 の場合には、時間の短縮を計ろうとすれば、一般に火口を加熱面に近づける（本実験では大体4mm程度）のが効果的のようであり、火口を遠ざけるに従って次第に

その効果がうすれて行くようである。

C_2H_4 の場合には、その距離による効果は一様でない。時間の流量に対する関係では、 C_2H_2 の場合、火口距離により多少の相違はあるが、大体において5mm程度の板厚で、2.0 l/min、10mm以上の板厚では2.5 l/minあ

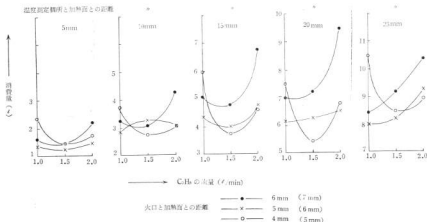


図5 各種条件による C_3H_8 の消費量

たりの流量から、時間差がなくなる傾向にある。

C_3H_8 については、流量変数の少ないせいもあると思うが、 C_2H_2 のような明確な変点を見出すことが出来ない。

しかし、板厚20mmまでは火口の距離によっては2.0 l/minあたりが効果的であり、それ以上の板厚のものに対しては、流量を増加させることにより更に時間の短縮を図ることが出来るようである。

また、火口距離については、 C_2H_2 において4mmが効果的であり、 C_3H_8 ではあまり系統的な結果は得られなかったが、板厚と流量の増加にともない火口距離6mmの劣勢が目立った。

図9から、火口距離5mmの場合の両ガスの所要時間を比較して見るに、 C_2H_2 の流量2.0 l/minと C_3H_8 の1.0 l/min、 C_2H_2 の2.5 l/min~3.5 l/minと C_3H_8 の1.5 l/minがほぼ同一時間であり、 C_3H_8 の2.0 l/minは最も短時間であることを示している。

4. 酸素消費量および加熱のための使用価格

本実験に使用した両ガスに対する酸素使用量については、現状において測定することが出来なかったため、切断のための予熱炭に使用される酸素量のデータを引用することにした。

即ち C_2H_2 に対してはその使用量の1.5倍、 C_3H_8 ではその5倍として、火口距離5mmの場合の両ガス使用量から、その酸素量を計算し、図10にまとめた。

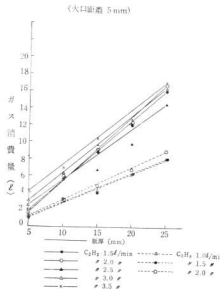


図6 ガス消費量

その結
算の約2
また、
ら、その

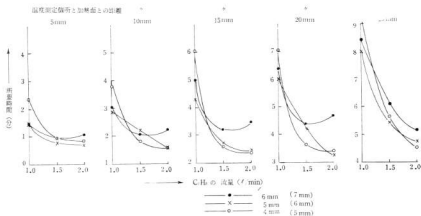


図7 600°C加熱に対するC₃H₈の所要時間

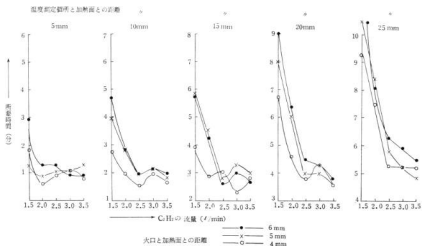


図8 600°C加熱に対するC₂H₂の所要時間

その結果は、図に現われている如く C₃H₈ 群は C₂H₂ 群の約2倍の使用量となっている。

また、図6のガス消費量および、図10の酸素消費量から、その使用経費を概算し、その結果を図11にまとめ

た。これから見ると、板厚5mm程度のものであればその値はあまり変わらないが、板厚の増加にもないC₃H₈はC₂H₂に比し格安になって行くようである。

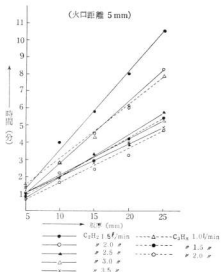


図9 所要時間

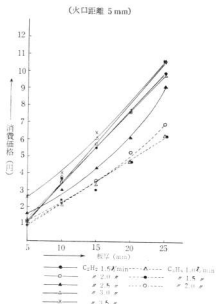


図11 使用価格

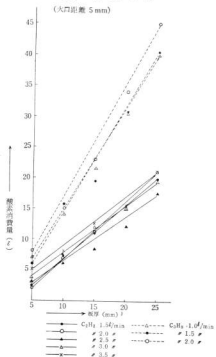


図10 酸素消費量

IV 総 括

以上、我々が行なった実験範囲では、 C_3H_8 は C_2H_2 に比し有利な結果を得た。

それを総合すると

1. 温度上昇に対する火口の距離は、あまり問題にならないが、小流量の場合に、その影響が生じるようである。

1. ガス流量を増加し、火炎を増大させ加熱効果を上げる方法には疑問がある。即ち、使用する火口により、最も効果的なガス流量の選定が必要である。

1. 所要時間においても、板厚を基準とした所定流量を選定し、経済的な火炎を考慮するのがよい。

さて、 C_3H_8 の C_2H_2 に対する燃焼条件を見るに、燃焼温度が低い、燃焼速度が遅い、分解のための熱吸収が起る。など数多い欠点を有しているにもかかわらず、 C_2H_2 に勝る結論を得た。これは C_3H_8 の有するカロリーのためとしか考えられないが、取扱いの如何によっては、より効果的な成果を得ることが出来ると言う、可能性も生じたわけである。

この問題については、これから行なう切断のための予熱実験の際に、更に詳しく探究するつもりである。

短時間
押さえた
間で酸化
航空機、
く用いら
当量に
に大きな
で、スポ
之等工
の、又最
等商品名
之等防
接強度に
する、適
であるが
接の三大
組合せが
しらべる

溶接条
(3)電極加
状、材質
等である
この
接結果に

(1) 溶
金
発生

ただ
この

スポット溶接に関する研究 (第1報)

基礎資料を得るための実験

國 岡 孝 之
片 山 義 孝
野 地 英 治

I 緒 言

短時間に大電流を流すスポット溶接は、表面に電極で押さえたとわずかな凹痕を残すのみで、材料の加熱が短時間で酸化、窒化、蒸、の心配なく、又高効率であるので航空機、自動車、車輛、その他家庭用品等軽金属にも広く用いられていることは、衆知の通りである。

当県に於ける自動車、車輛産業は、造船と共に県産業に大きな比重を占め、之等に関連する工場は相当な数で、スポット溶接を主体とする工場も数多い。

之等工場で使用される鋼板の中には、防錆処理をしたもの、又最近多く市販されている、ジッキニー、ブライマー等商品名の、防錆剤を塗布したものも多い。

之等防錆処理鋼板又は、防錆剤を塗布した鋼板の、溶接強度におよぼす影響、膜厚との関係等、又それ等に対する、適正なる溶接条件を探し出すことが本研究の目的であるが、本報告では基礎資料を得るため、スポット溶接の三大条件である、溶接電流、加圧力、通電時間の組合せが、溶接強度にどのような影響をもたらすかを、しらべることにした。

II スポット溶接の諸因子

溶接条件の主なる要素は、(1)溶接電流、(2)通電時間、(3)電極加圧力、(4)電流波形、(5)加圧力波形、(6)電極の形状、材質、(7)溶接点のピンナ、(8)溶接点と板縁との距離等である。

このうち大きな要素は、(1)、(2)、(3)、(6)で、之等が溶接結果におよぼす影響を簡単に述べると

(1) 溶 接 電 流

金属に電流を通ずると次式で示す、ジュール熱を発生する。

$$Q = 0.24I^2Rt \text{ (Cal)}$$

ただし Q : 発熱量 (Cal) I : 電流 (A)

R : 抵抗 (Ω) t : 時間 (sec)

この式より、発熱量は電流の自乗に比例するので

直接影響する点では、電流は最も重要な要素である。電流値を決定するものは、主として溶接金属の固有抵抗、熱伝導率と接触抵抗である。

(2) 通 電 時 間

通電時間は、発熱量と熱損失に影響し、通電時間の増加に伴って溶融部は急速に成長するが、一方熱の放散面が大きくなり電流密度が減少するので、熱の発生量と放散が等しくなり、必要以上に通電時間を長くしても熱影響を増大し、圧痕を大きくするだけで溶融部は一定以上増大しない。

(3) 加 圧 力

加圧力には溶接中に、局部加熱をおさえ溶接結果を均一にする作用と、溶接部に鍛圧効果を与え、多孔隙、内部亀裂の発生を防ぐ作用がある。

加圧力を大きくすると、接合面の接触抵抗が減少し、そのため発熱量が減じそれを補う電流の増加が必要である。

(4) 電極の材質および形状

電極の材質は、熱および電気伝導がよく、硬さの高いものが望ましい。

電極の形状は、電流分布、加圧分布、冷却効果に関係があり、電流密度 (発生熱量の集中度) は電極形状に大きく左右される。

電極形状は溶接中逐次変化するものであるから、適時清掃、整形する必要がある。

III 実験方法

今回の実験には、点溶接接手の引張試験 (十字引張試験)、引張のセン断試験、外観試験、断面試験を行なうこととし、試験片は (JIS 23136~23139) に準じ、各試験共試験片数は5個とした。

(1) 供試材、溶接機、測定器

供試材にはバラツキを少なくする意味で、ベンジンで洗滌したSPC2。(引張強さ: 35kg、伸び:

37.0%) 板厚 1mm のものを選び、点溶接機は、SL-A J 100 型 (DAIDEN)、外観検査のクボミ深き浮上がり、測定には電気マイクロメーター (NUM 型) を使用した。

(2) 溶接の条件

溶接の条件を選定するにあたっては、溶接機の能力を考え、溶接機に示されている、A クラスの条件を基として、下表のような三通りの電流、加圧力、通電時間を選び、

電 流	加圧力	通電時間
9,000 A	220Kg	20~
7,700 A	190 A	14 A
6,500 A	160 A	8 A

それぞれの組合せによる溶接を行なった。電極チップは、手持量の多かった R16 (25) M45 を使用し、実作業に近い条件が得られると考え、実験途中においては、エミレーンペーパーで研磨する

程度で、特別の整形は行なわなかった。

各試験片の、溶接条件をわかりやすくするため、3桁のアルファベットを用い、

1 字目	溶接電流	9,000 A ~ (A)	7,700 A ~ (B)	6,500 A ~ (C)
2 字目	加 圧 力	220Kg ~ (A)	190Kg ~ (B)	160Kg ~ (C)
3 字目	通電時間	20 ~ (A)	14 ~ (B)	8 ~ (C)

で表示することとした。

尚初期加圧時間、保持加圧時間はいずれも 20 ~ とした。

IV 実験結果と考察

各溶接条件による、十字引張試験、引張りセン断試験の溶接強度を、表 1 に示した。

表 1 各種溶接条件と引張り強度

電流値 (A)	加圧力 (kg)	通電時間 (s)	十字引張試験強度 (kg)			引張りセン断試験強度 (kg)		
			最高値	最低値	年平均	最高値	最低値	年平均
9000 (A)	220 (A)	20 (A)	450	345	400	625	580	610
		14 (B)	380	270	340	545	530	540
		8 (C)	420	290	300	510	490	595
	190 (B)	20 (A)	435	360	430	650	625	640
		14 (B)	390	310	330	575	555	565
		8 (C)	440	250	280	560	500	530
	160 (C)	20 (A)	480	420	450	655	585	630
		14 (B)	450	360	430	635	585	605
		8 (C)	400	370	380	530	505	515
7700 (B)	220 (A)	20 (A)	270	170	260	480	450	470
		14 (B)	260	230	240	485	455	470
		8 (C)	210	150	190	430	405	420
	190 (B)	20 (A)	300	200	240	520	465	495
		14 (B)	330	230	280	505	460	480
		8 (C)	260	200	220	365	280	325
	160 (C)	20 (A)	380	310	330	560	505	540
		14 (B)	280	220	270	530	470	495
		8 (C)	290	130	270	420	385	405
6500 (C)	220 (A)	20 (A)	170	110	160	305	195	235
		14 (B)	160	140	150	275	175	220
		8 (C)	—	—	—	—	—	—

表に
試験は
と考
数値を
ためか
十字引
いもの
次に
を比較
見られ
溶接電
C, C, C
ハク離し
引張強
幅の最
Aの最
試験片B
接電流の
度を左右
ただ溶
附近の試
強度を示
次に加
時間の長

	190 (B)	20(A) 14(B) 8(C)	230 200 —	100 110 —	130 130 —	390 345 —	270 265 —	305 330 —
	160 (C)	20(A) 14(B) 8(C)	160 240 —	140 110 —	150 210 —	340 310 —	295 235 —	310 275 —

※印の平均は試験片5個の中、最高、最低の強度を示したものを除いた残り3個の試験片の平均値である。

表より明らかな如く強度試験において、十字引張り試験は引張りセン断試験に比較し、数値はまとまるものと考えていたが、引張セン断試験の強度がほぼ常識的な数値を示したのに反し、十字引張り試験の方は操作不良のためか、その強度に大きなバラツキを見た。

十字引張り試験による強度バラツキは、比較的電流の高いものほど多かったように思われる。

次に引張セン断試験と、十字引張り試験による溶接強度を比較すると、溶接電流の高い付近では約1.5倍の差が見られ、低くなるとその差は少なくなっている。

溶接電流、通電時間の少ない、C、A、C、C、B、C、C、Cの試験片は、熱影響が認められる程度で簡単にハク離したので、この実験からは除外した。

引張強度を見ると本実験においては、電流9,000Aの欄の最低強度を示す試験片A、C、Cでも溶接電流7,700Aの最高強度を示す試験片B、A、A、よりも強度が大で、試験片B、C、C、も試験片C、A、A、より強度が大で、溶接電流が加圧力、通電時間、と比較し最も大きく溶接強度を左右している。

ただ溶接機に示されている中等条件の試験片B、B、C附近の試験片は、溶接電流の高い試験片A、B、C程度の強度を示している。

次に加圧力と通電時間の面から見ると、比較的に通電時間の長い20へ、14へにおいては、溶接電流の高低に関

係なく同一溶接電流内では、加圧力の少ない試験片の強度が大で、通電時間8へにおいては、加圧力の強いものほど強度が大きくてでいる。

接手の外觀試験は、連続溶接試験材により行なったが、本実験では、表面に現われたワレ、ピット、表チリはなかった。

クボミ深さ、浮上がり、の測定は、電気マイクロメーターによったが、溶接操作の不安定のためか測定値が非常にバラツキ、表として示すことはひかえたが、溶接電流9,000Aのものはクボミ深さは大きく、6,500Aのものは少なく、最も深いもので8/100mm、浅いもので1/100mm程度の値を示した。

電流の次に影響のあるのは加圧力で、通電時間にはさほど左右されないように思われる。

浮上がりについても、クボミ深さとほぼ同様な傾向を示し、最大で13/100mm、最小で1/100mm程度であった。又試験片溶接部の、表側と裏側を比較すると、表側が裏側よりクボミ深さ、浮上がり、共に僅かに大きかった。接手の断面試験は、表面と垂直な断面と接合面の破断について行なったが、前者の試験片中、最初の試験片のマクロ写真とナグット、熱影響部の寸法測定結果を、表2に示した。

ナグットの断面検査では、いづれの試験片にも内部欠陥は認められなかった。

表2 ナグット、熱影響部の寸法

電流値 (A)	加圧力 (kg)	通電時間 (s)	ナグット、熱影響部の寸法 (mm)			
			A	B	C	D
9000 (A)	20 (A)	20(A)	4.6	0.9	6.7	1.7
		14(B)	4.8	1.1	6.5	—
		8(C)	4.0	1.4	5.4	1.7
	190 (B)	20(A)	5.2	0.8	6.9	1.7
		14(B)	5.0	1.0	6.2	1.8
		8(C)	4.5	1.3	5.2	1.9
	160 (C)	20(A)	5.1	0.9	6.6	—
		14(B)	5.0	1.1	6.3	1.8
		8(C)	4.6	1.4	5.4	1.8

7700 (B)	220 (A)	20(A)	3.3	0.7	6.0	1.7
		14(B)	4.2	0.9	5.3	1.8
		8(C)	3.1	0.9	4.9	1.6
	190 (B)	20(A)	3.6	0.7	6.0	—
		14(B)	3.8	1.0	5.4	1.7
		8(C)	2.4	0.7	4.5	1.7
160 (C)	20(A)	4.0	0.9	6.0	—	
	14(B)	4.0	1.1	5.7	1.8	
	8(C)	2.7	0.8	4.7	1.6	
500 (C)	220 (A)	20(A)	—	—	4.6	—
		14(B)	1.3	0.7	4.6	1.6
		8(C)	—	—	—	—
	190 (H1)	20(A)	2.3	0.5	5.3	1.6
		14(B)	—	—	4.1	—
		8(C)	—	—	—	—
160 (C)	20(A)	1.8	0.5	4.7	1.6	
	14(B)	2.0	0.4	4.7	1.5	
	8(C)	—	—	—	—	

写真 溶接条件によるナゲット、熱影響部の比較 (×5)

電流値 (amp)	加圧力 (kg)	通電時間 (～)		
		20 (A)	14 (B)	8 (C)
9000 (A)	220 (A)			
	190 (B)			
	160 (C)			
7700 (B)	220 (A)			
	190 (B)			
	160 (C)			
6500 (C)	220 (A)			C A C
	190 (B)			C B C
	160 (C)			C C C

表
ット、
では、
流7.7
寸法に
れる。
試験片
に伴な
少して
ナケ
におい
小に異
接合
したか

本実
通電時
れた。
しか
および
ブの通
本実
(1)

鋳物
の調査
ことが
分な注
うまで
ある。
ここ
口系に

表2および写真1より、溶接電流の高いほどナゲット、熱影響部共その巾が大きくなり、又同一溶接電流内では、通電時間の長いほど測定値は大きく、溶接電流7,700A、以上の試験片では、ナゲット、熱影響部の寸法に対して、加圧力の影響はほとんどないと思われる。試験片B、B、B、より上欄の条件で溶接された試験片では、ナゲット、熱影響部共に、通電時間の増加に伴ないそれぞれその直径は増加するが、高さは逆に減少している。

ナゲットの形状と引張り強度との関係を見ると、大体において強度はナゲットの高さには関係なく、直径の大小に影響あるようである。

接合面の破断試験は、ネジリセン断により破断し検査したが、フレ、気泡、中ナリ、は認められなかった。

V 結 言

本実験で、不完全ではあるが一応溶接電流、加圧力、通電時間、の組合せによる、引張強度のデータが得られた。

しかし、供試材の材質、表面の状態、板厚の選び方、および溶接諸条件の選定、溶接作業の不安定、電極チップの適否と保全等十分でなかったことを感ずる。

本実験の結果を総括すると、

(1) スポット溶接の強度には、相当なバラツキがあ

り、電流の高いほどそれは大きいようである。

(2) 溶接電流が加圧力、通電時間、に優先してナゲットの強度を左右する。

(3) 通電時間の長いものでは、溶接電流の高低に関係なく、同一溶接電流内では、加圧力の少ない方が強度的にはよいようである。

(4) 引張りセン断強度は、十字引張強度の1.3~1.5倍であった。

(5) 本実験範囲の溶接条件では、クボミ深さ、浮上がり、の差異は問題にならないと思う。

(6) 同一溶接電流内では、ナゲットの大きさは加圧力より通電時間の影響が大きく、ナゲットの形状は通電時間が長くなるほどその直径は増加するが、高さは逆に減少する。

(7) 同一溶接条件でのナゲットの強さは、高さより直径に関係があると思われる。

はじめに述べた如く、防錆塗布鋼板の適正溶接条件を探るのが目的であるが、本実験により溶接作業、試験片、資料の作製等に関し多くの教訓を得た。

また電極チップの変化が、溶接強度を大きく変えることから、電極チップの変形と溶接強度の関係をしらべ、電極の整形時期の目安になる資料の作製等も面白いと思ひ、引続きこの研究を進めたいと思ふ。

鋳物の欠陥に関する研究 (第2報)

透明鋳型による異物混入防止の研究

世 良 時 夫
内 藤 達 也

I 結 言

鋳物工場で発生する不良は多種多様であるが、筆者らの調査によると、砂、ノロ等異物混入による不良率の高ことがわかった¹⁾。これらの不良に対しては型合せ時の充分な注意や鋳込時のノロ、アカの除去が必要なることは云うまでもないが鋳造方案もきわめて大きなファクターである。

ここでは透明鋳型を使用したモデル実験を行ない、鋳口系における異物混入の防止策について検討した。

II 実験方法

透明鋳型によるモデル実験や鋳造方案の実験はこれまでいろいろと行なわれているが、前者は水で行なうため温度因子、鋳型とのメレ、表面張力、比重、粘性係数等々の問題もあるが、これらを出発点だけ考慮して、実験計画法の直交配列表²⁾⁻¹⁰⁾にわりつけ実験を行なった。因子の選定や交互作用、一定条件は次の通りである。特に砂、ノロに代用できる異物の種類、判定方 については予備試験によって決めた。

1 測定した因子と水準

測定した因子, 水準, 交互作用を表1に示す。

表1 因子と水準および交互作用

因子	水準	1	2	3	4
A 湯口比		1:2:1.5	1.5:2:1	1.5:2:1.5	1:2:1
B 異物混入時期		最初	6 sec 後	10 sec 後	
C セキの位置		湯道の下側	湯道の上側		
D セキの数		1 本	2 本		
F トラップの長さ		50 mm	80 mm		
G 液の種類		水	粘性液		
H 異物の種類		ゴマ粒	発泡スチロール片		
交互作用		A 湯口比 × B 異物混入時期 A 湯口比 × C セキの位置 B 異物混入時期 × C セキの位置			

2 一定条件その他

湯口系の条件として湯口の高さは湯面りを含めて 200 mmとしてストッパー方式とし, 湯口底は12Rのくぼみをつけた。

湯口よりセキまでの長さは150 mmとし湯道の断面は正方形にして製作を容易にした。

セキの形状は板セキで高さ:幅は1:4にとりセキと

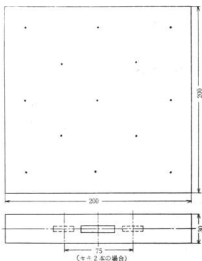
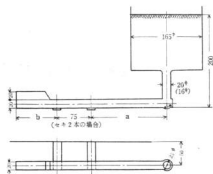


図1 実験用透明罫型

湯道角度は直角にした。セキは罫型中部にとりつけ最初落込み, 順次押上になる様にした。

湯道高さ:トラップ高さは1:2とした。

以上の条件により製作した罫型, 湯口系は図1, 2, 3に示す通りである。



	セキ 1 本		セキ 2 本	
	1(1.5):2:1.5	1(1.5):2:1	1(1.5):2:1.5	1(1.5):2:1
a	177.5	174.5	172.5	170
b	97.5	94.5	92.5	90

図2 実験用透明湯口系

透明
プを使
気性を

3

実験

ストッ

物の混

湯口底

安全ピ

口に促

混入

点数と

の実験

た。実

を行な

L16

いので

第1

異物

はゴマ

表2

表3

たので

にとる

表4

また

もっと

位置

ップ

2回

表2

解析し

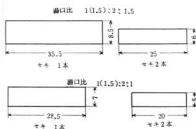


図3 実験用透明セキ断面

透明鋳型の材料は塩化ビニール板、塩化ビニールパイプを使用した。また鋳型、湯道には小さな穴をあけて通気性を与え、注入を円滑に行なえる様にした。

3 実験方法

実験は湯口高さ200mmになる様に湯漏りに液を入れ、ストッパーをはずして注入するとともに、所定期間に異物の混入を行なった。最初に異物を混入させる場合は、湯口底に入れておいた。注入途中に混入させる場合は、安全ビベーターに3φのガラス管をとりつけ先端から湯口に混入させた。

混入させる異物の数は10ヶとし、鋳型に入った数を欠点数としてかぞえた。バラッキを考慮して各々5回ずつの実験からその平均値をとり計量値として計算を行なった。実験値を分散分析して1%、5%の危険率でF検定を行ない、有意差のあるものは推定を行なった。

L₁₆の直交配列表に表1の因子全部がわりつけられないので2回に分けて実験を行なうこととした。

II 実験結果と考察

第1回目の実験条件と実験値を表2に示す。

異物混入時期は注入最初と6sec後を選び、異物の種類はゴマ粒を用い一定とした。

表2の実験値を分散分析した結果は表3に示す。

表3よりBおよびB×Cに有意差のあることがわかったので、異物混入時期の因子をまし、6sec後と10sec後にすることとした。なお注入時間は第1回目の実験では表4に示す通りであった。

また第2回目の実験では、異物としてゴマ粒とともにもっと軽い発泡スチロール片を使った。湯口比やセキの位置、セキの数については第1回と同一水準を選びトラップの長さは80mmに一定した。

2回目の実験条件と実験値を表5に示す。

表2と表5より第1回目と第2回目の実験を総合的に解析し、分散分析したものを表6に示す。

表2 第1回目実験条件および実験値

	A	B	C	D	F	G	実験値
湯口比		異物混入時期	セキの位置	セキの数	トラップの長さ	液の種類	
1	1	1	1	1	1	1	4.6
2	1	1	2	2	2	2	2.8
3	1	2	1	2	2	2	8.0
4	1	2	2	1	1	1	9.8
5	2	1	1	1	2	2	5.2
6	2	1	2	2	1	1	2.4
7	2	2	1	2	1	1	3.8
8	2	2	2	1	2	2	4.4
9	3	1	1	2	1	2	6.4
10	3	1	2	1	2	1	3.2
11	3	2	1	1	2	1	6.0
12	3	2	2	2	1	2	9.6
13	4	1	1	2	2	1	2.4
14	4	1	2	1	1	2	4.6
15	4	2	1	1	1	2	8.6
16	4	2	2	2	2	1	9.8

表3 第1回目分散分析表

要因	S	φ	V	F ₀
A	16.8	3	5.6	3.29
B	50.4	1	50.4	29.6**
A×B	18.1	3	6.03	3.55
B×C	10.2	1	10.2	6.0*
e'	11.89	7	1.698	

表4 湯口比と注入時間の関係

湯口比	1:2:1.5	1.5:2:1	1.5:2:1	1:2:1
注入時間	13~17sec	13~15sec	12~14sec	14~18sec

表5 第2回目実験条件および実験値

	A	B	C	D	G	H	実 験 値
	湯 口 比	異 物 混 入 時 期	セ キ の 位 置	セ キ の 数	液 の 種 類	異 物 の 種 類	
1	1	2	1	1	1	1	9.2
2	1	2	2	2	2	2	9.8
3	1	3	1	2	2	2	0.6
4	1	3	2	1	1	1	4.8
5	2	2	1	1	2	2	3.2
6	2	2	2	2	1	1	10.0
7	2	3	1	2	1	1	1.2
8	2	3	2	1	2	2	4.6
9	3	2	1	2	2	1	9.4
10	3	2	2	1	1	2	10.0
11	3	3	1	1	1	2	0.2
12	3	3	2	2	2	1	1.6
13	4	2	1	2	1	2	0.2
14	4	2	2	1	2	1	9.6
15	4	3	1	1	2	1	10.0
16	4	3	2	2	1	2	3.6

表6 分散分析表

要 因	S	e	V	Fo	
A	17.69	3	5.89	2.12	
B	B_1B_2	50.40	1	50.40	18.2**
	B_2B_3	75.69	1	75.69	27.2**
	$(B_1B_2) \times C$	14.58	1	14.58	5.25*
D	8.41	1	8.41	3.04	
G	9.25	1	9.25	3.34	
H	34.80	1	34.80	12.6**	
A × B	$A \times (B_1B_2)$	18.09	3	6.03	2.17
	$A \times (B_2B_3)$	65.29	3	21.76	7.85**
B × C	$(B_1B_2) \times C$	10.20	1	10.20	3.68
	$(B_2B_3) \times C$	13.72	1	13.72	4.96*
	e'	38.84	14	2.774	

表6 において有意差のあるものは信頼度95%の区間推定を求め図4～7に示す。

図4は異物の混入時期による主効果を示す。異物は注入最初、注入終期には比較的均型に入りにくいことがわかる。最初の混入ではトラップの部分にとまり、10 sec 後のものは湯道内にとまるもの多く見られた。6 sec

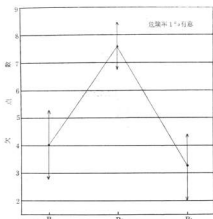


図4 異物混入時期の主効果

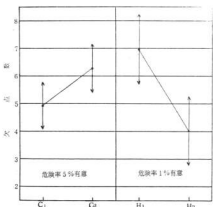


図5 セキの位置および異物の種類の主効果

後の混入時の液は落下状態にあり、異物が巻込まれ易いものと思われる。危険率は1%で有意である。

図5左はセキの位置の主効果を示す。セキは湯道下側の方が良いことがわかる。危険率は5%で有意である。

図5右は異物の種類による主効果を示す。ゴマ粒(嵩比重0.48)は比較的重いものであり、また発泡スチロール片(比重0.02~0.03)は、はるかに軽いものである。これより重い異物の方が巻込まれ易いことがわかる。危険率は1%で有意である。

図6は湯口比と異物混入時期の交互作用の効果を示す。注入最初に異物が巻込まれにくい湯口比は1:2:1であることがわかる。注入中期から終期にかけて異物が巻込まれにくい湯口比は総合的に見ると1.5:2:1で

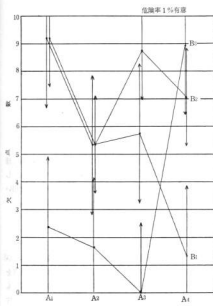


図6 漏口比と異物混入時期の交互作用効果

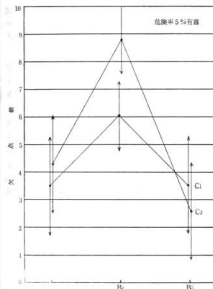


図7 異物混入時期とセキの位置の交互作用効果

あることがわかる。ここで漏口比(1.5:2:1.5)×異物混入時期(10sec後)の良いのは表4よりわかるように注入所要時間が短かく混入が注入終期となったため巻き込みがなかったものと思われる。危険率は1%で有意である。

図7は異物混入時期とセキの位置の交互作用の結果を示す。異物混入時期が最初、6sec後においてはセキの位置は下側が良く、10sec後では上側が良いが主効果からも下側が良い。危険率は5%で有意である。

その他の因子、セキの数、トラップの長さ、液の種類による差は認められなかった。

IV 結 論

このモデル実験より異物の混入、ならびにその防止について次のことを明らかにした。

1. 異物の巻き込みは混入時期によって異なり、特に注入中期においてはもっとも良く巻き込まれる。
2. 重い異物は巻き込まれやすい。
3. 漏口比と異物混入時期には交互作用があり、漏口比は1.5:2:1が良かった。
4. 異物混入時期とセキの位置には交互作用があり、セキは溝道下側が良い。
5. セキの数の影響は認められずトラップは50mmあれば良いことがわかった。
6. 水と粘性液との差は認められなかった。

文 献

- 1) 呉地区鋳造研究会：不良率調査表
- 2) 佐々木、植田、千葉：鋳物、33(1961)別4、170
- 3) 植田、坂口：鋳物、33(1961)6、397
- 4) 松田：鋳物、33(1961)別9、128
- 5) 佐々木、植田、千葉：鋳物、33(1961)別9、130
- 6) 岡林、大谷：鋳物、34(1962)9、660
- 7) 千々岩：鋳物、34(1962)別9、151
- 8) 千々岩：鋳物の湯の流れと押湯
- 9) 桶瀬：鋳造方案
- 10) 日本総合鋳物センター：ノズル：鋳鉄鋳物の鋳込時間に関する調査研究

鋳物砂に関する研究 (第14報)

鋳物砂のガス圧について

西 川 浩 成
内 藤 達 也

1 緒 言

鋳物に発生する欠陥において、直接間接に、ガスが原因となる場合は非常に多い。鋳型に注湯する際のガスの発生源は、溶湯、鋳型キヤピティの空気ならびに鋳型であるが、この研究では、鋳物を構成する鋳物砂を対象とし、生型合成砂について実験した。

有機物を含まない生型砂が加熱された際に発生するガスは水蒸気であり、それは、(1)遊離水分、(2)注砂ならびに粘結剤の結晶水から発生するのである。

一方、鋳型には通気性があり、発生したガスは砂粒間隙を通過して(ガス抜き、揚り等も通るが)排出される。

従って、鋳型内のガス圧は、ガスの発生速度と排出速度との相互関係に依存することになる。生型砂の場合、前者は遊離水ならびに結晶水の量、温度、後者は通気性に左右される。

この研究は、生型合成砂の水分量ならびに通気度が、ガス圧に及ぼす影響について調べるものであるが、試験片は通気性を有する状態で加熱されるので、鋳型の場合にかなり類似した条件で試験されるわけである。

II 試料と実験方法

1. 試 料

実験に使用した黒井珪砂、カムラン珪砂(相粒)、風化珪砂の粒度分布を表1に示す。

粘結材としては、豊原徳高印ペントナイトを使用した。

表 1 使用した砂の粒度分布

メッシュ	28	35	48	65	100	150	200	270	フルイ下	粘土分
黒井珪砂	0.2	0.6	7.0	34.0	51.0	3.0	0.0	0.0	0.2	1.0
カムラン珪砂	1.0	12.8	57.0	25.6	3.2	0.2	—	—	—	0.0
風化珪砂	—	0.6	2.2	3.0	5.0	5.2	6.4	11.6	42.2	22.0

2. 実験方法

試験片は、黒井珪砂、カムラン珪砂(相粒)、風化珪砂を所定の割合で配合し、ペントナイト9%を添加して、実験用シンプソンミルで15分間混練したものをを用いて作成した。

(1) 常温性質

N I K法の50^φ×50mmの試料を用いて行なった。

(2) ガス圧ならびに高温通気度

水分量および通気度と、ガス圧との関係を鋳型に近い状態で試験するために、東京衝機製高温鋳物砂試験機を用いることにした。高温鋳物砂試験機によれば緒言でも記したように、試験片を加熱することによって、試験片から出るガスが一部通過排出されながらガス圧を測定することができるからである。

試験片は、所定の割合で配合した砂を、高温鋳物砂試験機用試験筒(図1)に入れ、ポータブルサンドランマー(重錘重量7lb)で3回換固めて、その寸法が、28.5^φ×50mmとなるよう成型した。

高温鋳物砂試験機より、発生ガス圧を測定する場合は、測定しようとする温度に炉を昇温しておき、試験片をセットした上で、炉を試験片の位置に移動して、発生するガス圧を10秒ごとに水柱高さをもって読みとった。

試験片のため炉の温度は少し低下するので、その温度だけが炉の温度を高くして実験した。また、測定装置には、水槽が付属しており、この槽中の水温を沸騰温度に保つことにより、発生ガスの測定温度を一定に保つとともに、温度低下による凝縮を防ぐようになっている。高温通気度測定は、ガス圧測定装置に、常温通気度試

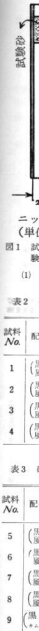


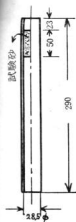
図1 試験機

表 2

試料 No.	配
1	(黒井)
2	(カムラン)
3	(風化)
4	(黒井)

表 3

試料 No.	配
5	(黒井)
6	(カムラン)
7	(風化)
8	(黒井)
9	(黒井)



ニッケル製
(単位mm)

図1 試験筒および試験片の寸法

(1) 常温通気度を一定とした場合の、水分量と高温

験装置を連絡し、ガス圧測定後、水柱高さ約(7~12分後)になってから測定した。

高温通気度測定の試験片は、 $28.5\phi \times 50\text{mm}$ なので、常温通気度と比較するため、 $50\phi \times 50\text{mm}$ の通気度に換算した。

今回使用した装置では、ニッケル管の部分も、試料と同一温度になっている部分が相当あるため、送られる空気は、試料を通過するとき、試料と同じ温度になっていると考えられる。したがって測定した通気度の値は、測定温度の容積に補正を行なった。

II 実験結果と考察

1. 高温通気度について

通気度との関係

砂の配合および常温性質、 1000°C における実測通気度、補正通気度は表2、表3に示す通りである。

常温通気度を、ほぼ一定にした場合の水分量と、 1000°C における補正通気度との関係を図2に示す。

低水分量では、補正通気度は、常温通気度よりも幾分低下するが、水分量が増すにつれてしだいに高くなっている。

(2) 水分量を一定とした場合の常温通気度と、高温通気度との関係

砂の配合および常温性質、 1000°C における実測通気度、補正通気度は表4に示す通りである。

(3) 温度と通気度(実測、補正)との関係

砂の配合および常温性質、各温度における実測通気度、補正通気度は表5、表6に示す通りである。

温度と実測通気度および、補正通気度との関係を図3に示す。

600°C 付近に、補正通気度のピークがあって、これより高温では急激に低下しており、 SiO_2 の α - β 変態と関連があるものと思われるが、この点については、さらに追及する予定である。

2. 発生ガス圧について

(1) 常温通気度を一定とした場合の、水分量と発生ガス圧との関係
表2に示す砂と、表3に示す砂とについて、 1000°C における水分量と発生ガス圧との関係を調べた結果は、それぞれ図4、図5に示す通りである。

最高圧力は水分量が増すにつれて高くなり、ガス圧が最高に達するまでの時間は30秒から50秒で、水分量が多いほどはよくなっている。

また、2分40秒ないし3分で圧力降下が終り、低い圧力が持続されるが、この時の圧力は低水分量ほど高い傾向がある。

この場合の水分量と、発生ガスの最高圧力との関係は図6に示す通りである。

常温通気度が一定の場合、水分量と、発生ガスの最高圧力とは、ほぼ比例関係にあることが認められる。

(2) 水分量を一定とした場合の、常温通気度と発生ガス圧との関係
表4に示す砂の、 1000°C におけ

表2 砂の配合および常温性質 1000°C における実測通気度、補正通気度

試料 No.	配合割合(%)	水分(%)	抗圧力 (kg/cm ²)	カタサ	通 気 度		
					常 温	1000°C	補 正
1	(黒井珪砂80 風化珪砂20)	3.0	0.78	89	37	7.1	33.4
2	(黒井珪砂67 風化珪砂33)	5.2	0.82	84	36	9.1	45.1
3	(黒井珪砂73 風化珪砂27)	7.2	0.81	82	36	11.1	52.2
4	(黒井珪砂85 風化珪砂15)	9.2	0.62	79	39	14.0	65.8

表3 砂の配合および常温性質 1000°C における実測通気度、補正通気度

試料 No.	配合割合(%)	水分(%)	抗圧力 (kg/cm ²)	カタサ	通 気 度		
					常 温	1000°C	補 正
5	(黒井珪砂 85 風化珪砂 15)	4.0	0.73	84	96	18.3	86.0
6	(黒井珪砂 91 風化珪砂 9)	4.6	0.66	81	98	19.8	93.1
7	(黒井珪砂 95 風化珪砂 5)	5.4	0.60	83	98	21.4	100.6
8	(黒井珪砂 96 風化珪砂 4)	7.4	0.44	72	92	22.9	107.6
9	(黒井珪砂 85 風化珪砂 15)	8.4	0.45	78	92	24.5	115.2

表4 砂の配合および常温性質1000°Cにおける実測通気度、補正通気度

試料 No.	配合割合 (%)	水分 (%)	抗圧力 (kg/cm ²)	カタサ	通気度		
					常温	1000°C	補正
10	(黒井珪砂 50 カムラン珪砂 50)	5.1	0.56	82	175	33.5	157.5
11	黒井珪砂 100	5.2	0.55	83	138	25.4	119.4
12	(黒井珪砂 75 風化珪砂 25)	5.2	0.73	84	54	12.4	58.3
13	(黒井珪砂 65 風化珪砂 35)	5.3	0.83	83	32	9.6	45.1

表5 砂の配合および常温性質、各温度における実測通気度、補正通気度

試料 No.	温度 (°C)	配合割合 (%)	水分 (%)	抗圧力 (kg/cm ²)	カタサ	通気度		
						常温	実測	補正
2a	200		5.2	0.80	85	37	48.1	81.8
2b	400	黒井珪化 67	5.2	0.80	85	37	40.0	100.0
2c	600	風化珪砂 33	5.2	0.80	85	37	33.5	107.2
2d	800		5.2	0.80	85	37	9.6	37.4

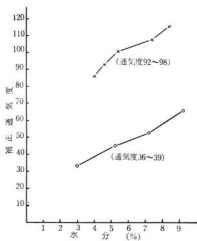


図2 水分量と補正通気度との関係

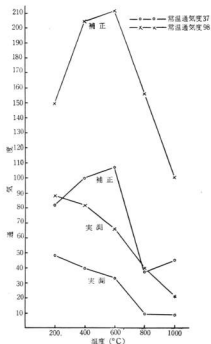


図3 温度と実測通気度および補正通気度との関係

表6 砂の配合および常温性質、各温度における実測通気度、補正通気度

試料 No.	温度 (°C)	配合割合 (%)	水分 (%)	抗压力 (kg/cm ²)	カタナ	通気度		
						常温	実測	補正
7a	200		6.0	0.55	81	98	88.0	149.6
7b	400	黒井珪砂 95	6.0	0.55	81	98	81.8	204.5
7c	600	風化珪砂 5	6.0	0.55	81	98	66.0	211.2
7d	800		6.0	0.55	81	98	40.0	156.0

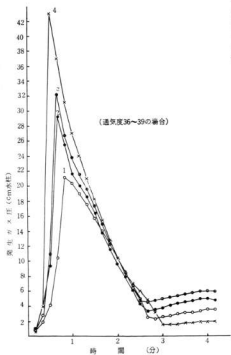


図4 水分量と発生ガス圧との関係

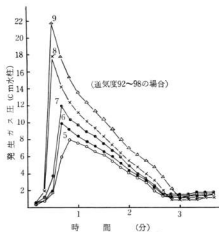


図5 水分量と発生ガス圧との関係

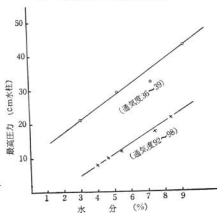


図6 水分量と最高圧力との関係

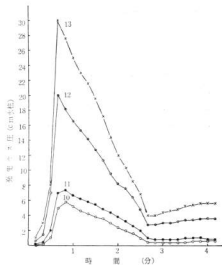


図7 常温通気度と発生ガス圧との関係

る常温通気度と発生ガス圧との関係は図7に示す通りである。

最高圧力は通気度が高くなるにつれて低くなり、最高に達する時間は40~50秒で、通気度が高いほどおくれる。なお、圧力降下後持続される低い圧力は、最高圧力の高い(通気度の低い)ものがやはり高くなっている。

(3) 温度と発生ガス圧との関係

表5、表6に示す砂(ただし、1000°Cの場合は、表2のNO2、表3のNO7)について、温度と発生ガス圧との関係を調べた結果は、それぞれ図8、図9に示す通りである。

温度が低いほど、おそく最高圧力に達し、その後の降下もゆるやかである。これは熱伝導速度の関係である。

3. 通気度と発生ガス圧との関係

表4に示す砂について、常温通気度ならびに1000°Cでの補正通気度と、1000°Cでの発生ガスの最高圧力との関係を調べた結果は、図10に示す通りである。

常温通気度の低い範囲では、補正通気度は常温通気度よりも増すにもかかわらず、最高圧力の上昇が急激になる傾向が見られる点は注目すべきである。

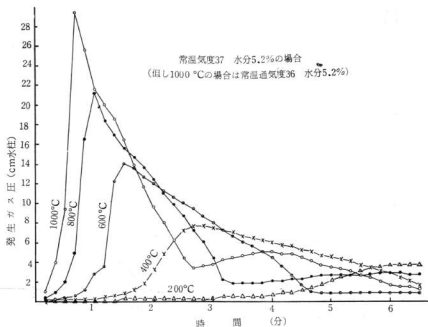


図8 温度と発生ガス圧との関係

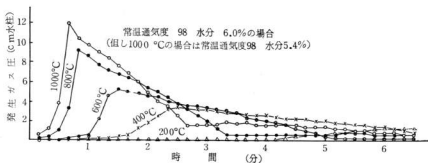


図9 温度と発生ガス圧との関係

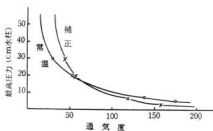


図10 温度と最高圧力との関係

Ⅳ 結 言

1. 水分量が多くなるにしたがって、高温における真の通気度である補正通気度は増す傾向がある。

2. 補正通気度は600°C附近にピークがあり、それより高温では急激に減少する。
3. 常温通気度一定の場合、水分量が多くなるにしたがって最高圧力も高くなる。
4. 水分量一定の場合、常温通気度が低いほど最高圧力は高くなるが、常温通気度50以下では上昇が急激になる傾向が見られた。
5. 最高圧力に達する時間は、温度が高くなるほど短く、降下も急激である。

文 献

- 1) 中田口：鋳物30 (1958) 786
- 2) 中田口：鋳物28 (1956) 351

本報告は日本鋳物協会中国四国支 査査系(角甚郎)鋳物研究発表会に発表

鋳型材料に関する研究 (第1報)

鋳型材料へのフライアッシュ利用について (その1)

丸 下 清 志
内 藤 達 也

Ⅰ 緒 言

フライアッシュとは、微粉炭燃焼ボイラの煙道ガスから集塵器で採集されるアッシュの事で、モルタル又はコンクリート混和材料として用いられ、あるいはアッシュセメントの原料として44 μ 残分25%以下という微粒

アッシュが用いられる以外は、その他の44 μ 残分75%以上という粗粒アッシュについては大規模な用途が無く、年間数百万トンも遺棄されているのが現状である。

そこでこの未利用の従って安価な粗粒アッシュを鋳物砂として利用できないものかと考え、合成砂とガス型砂の場合について検討してみた。

I 実験結果と考察

1. フライアッシュの諸性質

(1) 粒度分布

表1 フライアッシュの粒度分布

メッシュ	28	35	48	65	100	150	200	270	Pan	粒度指数
No.1	tr	0.3	3.0	8.4	11.3	8.4	4.9	12.9	49.2	309.5
No.2	—	tr	0.6	3.4	9.8	14.2	12.0	6.8	53.0	425.1

表1は、実験に用いた2種類の粗粒アッシュの粒度分布を示す。試料入手の都合上破砕性のみNo.1を用い、その他の実験には総てNo.2の粗粒アッシュを使用した。

粒度試験の結果、粗粒アッシュは風化珪砂やシリカフラワーに似た細体的に小さな粒子である事が判るが、Panについては44 μ (325メッシュ)以下の微粒が除かれている為、粘上分といわれる20 μ 以下の超微粒は僅かしか含まれない。

(2) 破砕性

表2は、アッシュ100に対して水4を加え実験用サンドミルで所定時間湿練を行ない、粒度分布の変化から破砕性を判定した結果を示す。

粒度指数は30分間湿練後において、指数変化が100から103.5と低く、これよりアッシュの破砕性は小さいものと考えられる。尚黒井珪砂では30分間湿練後の指数変化が100から104.1とはばアッシュに似た値を示した。

表2 フライアッシュの破砕性

メッシュ (No.)	35	48	65	100	150	200	270	Pan	粒度指数	指数変化
0	0.3	3.0	8.4	11.3	8.4	4.9	12.9	49.2	309.5	100.0
5	0.3	2.8	8.7	11.4	8.3	4.3	13.2	49.0	310.5	100.3
15	0.2	2.8	8.3	11.2	8.2	5.4	12.9	49.0	312.3	100.9
30	0.2	2.4	8.2	10.9	8.3	5.3	13.7	49.0	320.1	103.5

(3) 化学成分

鋳型用珪砂としてはJISでSiO₂が85%以上と規定してあるが、アッシュでは59.5%と低く、不純物についても規格ではAl₂O₃が8.0%、Fe₂O₃が3.0%以下に対してアッシュではそれぞれ26.3%、3.8%と多い。

表3 フライアッシュの化学成分

化学成分	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	CaO	MgO	K ₂ O	Na ₂ O	灼減
%	59.5	26.3	3.8	1.0	1.3	2.1	1.6	0.7

(4) 耐火度, 比重, 水素イオン濃度

耐火度	SK10 1300°C
真比重	1.74
カナ比重	0.96
水素イオン濃度	11.5

化学成分と対応して、耐火度が黒井珪砂のSK34に比べてアッシュはSK10と非常に低い。

真比重も黒井珪砂の2.56に対して1.74と低く、カナ比重も1.51に対して0.96と低い。

水素イオン濃度については、黒井珪砂の8.2に対して11.5と極めてアルカリ性が強いので、有機粘結剤を用いた鋳物砂にアッシュを配合する場合には、硬化剤たる酸性触媒の量を増やす必要が生じると考えられる。

(5) 粒形

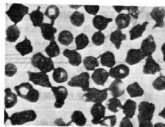


写真1 フライアッシュ粒形(×100)

200メッシュのもの粒形を写真1に示す。粒形については、アッシュが微粉炭燃焼の際に生じるものである為、高温でガラス化して球状となったものであるから球体に近く良好である。

2. 合成砂への利用について
合成砂においては、砂の粒度が鋳肌粗さを決定する重要な因子であり、鋳鉄物製造に際

して手詰め肌砂で特に良い鋳肌を望む場合には、粒度150メッシュ、通気度40 \pm 10、圧縮強サ0.4kg/cm²、機械込め肌砂では、粒度100メッシュ、通気度100 \pm 10、圧縮強サ0.6kg/cm²程度の条件を満足させる珪砂の使用が望まれる。

しかしながら、現状をみると入手容易で比較的安価な珪砂は65~100メッシュにピークがあって粗すぎる難点がある。そこ

で安価に以上の条件を満足させる粒度調整の手段として、アブジユの利用を考えてみた。

(1) 実験方法および試料
合成砂の配合

	黒井珪砂	フライアブジユ	ベントナイト
A	100	0	9
B	95	5	9
C	90	10	9
D	85	15	9
E	80	20	9

表4 合成砂の粒度分布の変化

メッシュ	28	35	48	65	100	150	200	270	Pan	粒度指数
A	0.1	1.3	10.3	39.5	45.8	2.7	tr	tr	tr	105.1
B	0.1	1.2	9.8	37.7	44.0	3.3	0.6	0.3	2.7	121.3
C	0.1	1.2	9.3	35.9	42.2	3.9	1.2	0.7	5.3	137.2
D	0.1	1.1	8.9	34.1	40.4	4.4	1.8	1.0	8.0	153.2
E	0.1	1.0	8.4	32.3	38.6	5.0	2.4	1.4	10.1	166.9

常温試験は、各配合合成砂を実験用サンドミルで15分間混練後、N I K法の50 ϕ ×50mmの試験片を用いて行なった。剥落量は試験片を作製して所定時間経過後、トウ写板ヤスリに端面を接して置き、10往復させて減量を測定しその剥落量の多少を以て、安定性の良否を示すものとした。つきちぢみ性測定はN I K法により行なった。

高温試験は、常温試験に用いた砂で28 ϕ ×50mmの試験片を作製し、急熱膨張は1100°Cで測定を行ない、高温圧縮試験は所定温度に10分間保持後、圧縮速度をボストの上昇25mm/minとして行なった。

(2) 合成砂の常温性質および寸影響
(a) 湿態性質

表5 合成砂の湿態性質

試料番号	水分 %	試料重量 gr	通気度	硬 度	圧縮強サ kg/cm ²	剥 落 量 gr		
						4 hr	24hr	48hr
A ₁	4.0	142	149	83	0.72	4.7	6.0	7.0
A ₂	4.9	145	124	78	0.65	4.5	5.0	5.8
A ₃	6.0	147	142	81	0.59	4.3	4.3	5.4
A ₄	6.8	150	114	81	0.55	4.3	4.3	4.7
A ₅								
B ₁	4.0	140	116	83	0.66	5.5	6.5	7.3
B ₂	4.8	142	93	79	0.62	4.9	4.7	6.0
B ₃	5.9	144	93	81	0.54	4.4	4.4	5.8
B ₄	6.9	149	92	78	0.57	2.8	3.9	4.5
B ₅								
C ₁	4.2	138	101	80	0.61	6.3	6.4	7.6
C ₂	4.8	140	92	80	0.61	4.9	4.9	6.2
C ₃	5.9	142	92	81	0.57	3.3	4.7	5.4
C ₄	6.9	144	81	78	0.56	3.0	4.0	4.5
C ₅								
D ₁	4.0	133	86	81	0.60	6.8	7.4	9.1
D ₂	5.0	136	84	80	0.57	5.4	5.3	6.8
D ₃	5.8	138	76	82	0.58	4.3	5.2	6.2
D ₄	6.6	142	76	78	0.57	3.2	4.4	5.2
D ₅	7.4	144	66	80	0.56	2.8	3.9	4.3

E ₁	4.1	131	71	80	0.57	6.7	7.0	8.3
E ₂	4.9	134	71	82	0.56	6.0	6.0	7.0
E ₃	5.8	135	66	81	0.59	4.0	5.8	5.9
E ₄	6.5	137	66	78	0.55	3.7	4.9	5.7
E ₅	7.4	142	57	79	0.55	3.2	4.3	4.3

表5はアツシユ利用合成砂の湿態性質を示す。アツシユ配合による通気度への影響は5%で124から93と著しい低下が認められる。

硬度はアツシユ配合による変化が少ないが、圧縮強サと試料重量については低下している。

崩落量については、アツシユ配合により若干の増大が認められた。

(b) つきちぢみ性

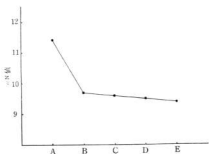


図1フライアツシユ配合量変化にともなうつきちぢみ性

図1は各配合合成砂において水分5%の砂について行なった、つきちぢみ性の試験結果を示す。アツシユ5%の配合によりすでに α_{sv} 値が11.4から9.7と低下、即ち著しくつきちぢみ性を向上させるが、これはアツシユの粒形が丸味を帯びて良好な為であり、アツシユを合成砂に配合することは粒度の調整と併せて、つき固め、ジョルト、スキーズ等による鑄型砂の造型性を高めるものと期待できる。

(3) 合成砂の高温性質に及ぼす影響

(a) 急熱膨脹

アツシユ配合量増加につれて熱膨脹量がしだいに低下している。これはアツシユの SiO_2 が60%と鑄型用珪砂(85%以上)に比べて低い為であり、又アツシユが高温でガラス化してできたものであるため、 SiO_2 が572°C附近で起す $\alpha \rightarrow \beta$ 変態による体積変化を起さないからである。

この事は「すくわれ」系統の鑄きずが鑄型の膨脹に起因する事より、アツシユの配合はそれの防止に役立つと考えられる。

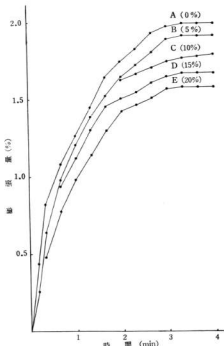


図2フライアツシユ配合量の急熱膨脹量におよぼす影響

(b) 高温圧縮強サ

図3に示す通り、アツシユ配合量増加につれて高温圧縮強サは低下したが、試験片の破壊過程において著しい塑性変形が認められた。

アツシユ配合により砂型が可塑性を増すという事は、高温における熱応力の低下を示し、熱膨脹の低下と共に「すくわれ」の防止に良い効果を表わすと考えられる。

(4) 鑄込成績

比較の為合成砂、アツシユ配合合成砂、半合成砂、山砂の4種類を作製した。配合、湿態性質は表6に示す。

砂の混練は実験用サンドミルで10分間、山砂のみ5分間行なったが、混練の際砂がサンドミルのローラー、スクレーパー、パン等に付着するものは造型の際、模様へのしみつきが多いと考えられ好ましくないため混練の際の

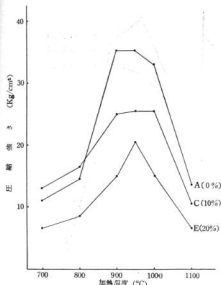


図3 フライアッシュ配合量の高温圧縮強サにおよぼす影響

付着状況を調べた。造型性はモールディングマシンの用いて各配合砂を肌砂に用い図4に示す、製品重量800gの蓋付灰皿を造型してその難易を判定し、次に造型した铸型に鑄鉄を鑄込んだ結果が表7に示す鑄込み成績である。

合成砂は充てん性が悪くて、スキーズによる上面面の島の部分に込めむらがある為、鑄肌にめざしが多く、粗サにもむらがあり美観を欠き、砂落しも困難である。

山砂は混練の際ダマが生じてしみつき易く造型は難かしいが、鑄肌のきめが細かに美しく滑い、砂落しもハンマーで数回叩く程度で良く最も良好である。

アッシュ配合合成砂では、しみつきが無く充てん性も無配合合成砂に比べて格段に改善され、造型性の最も優れた砂となり、砂落ち、鑄肌が半合成砂と同程度の蓋付灰皿を作る事ができた。

3. ガス型砂への利用について

ガス型は実用性に優れた点が多い為、広く普及している造型法であるが、本質的な欠点として鑄込み後の崩壊性を悪くする性質があるので、鑄造工数の短縮を妨げる大きな原因となっているのが現状である。

そこでアッシュをガス型砂に配合する事により、めざし防止効果と併せて崩壊性助長剤としての効果を期待できないものかと考えてみた。

表6 配合と湿態性質

種類	黒井珪砂 FN105	野間山砂 FN191	フライアッシュ FN425	ベントナイト	通気度	硬度	圧縮強サ kg/cm ²	水分
合成砂	100			9	124	78	0.64	4.9
アッシュ配合砂	90		10	9	92	80	0.61	4.9
半合成砂	33	67		3	62	85	0.67	6.0
山砂		100			69	90	1.10	6.5

表7 鑄込成績

種類	混練機への砂の付着	造型性	砂落し	鑄肌
合成砂	×	×	×	×
アッシュ配合砂	○	○	○	○
半合成砂	○	○	○	○
山砂	×	×	○	○

(1) 実験方法及び試料

水ガラス添加量は黒井珪砂、アッシュからなる混合砂の粒度指数により、水ガラス薄層の厚さが3μになる様に、各々について計算した量である。

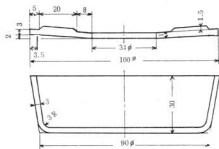


図4 蓋付灰皿

混練は実験用サンドミルで5分間行ない、常温試験にはN1K法の50 ϕ ×50mm、高温試験には28 ϕ ×50mmの試験片を用い、CO₂ガスを圧力1kg/cm²で20秒間通じて硬化させた。

常温試験は試験片作製後、剥落量の測定を除き24時間後に試験を行ない、高温試験は試験片を所定の温度に10分間保持後、圧縮速度をポストの上昇25mm/minとして高温圧縮強サと、冷却後に残留強サを試験した。

ガス型砂の配合

	黒井珪砂	フライアッシュ	水ガラス (mol比2.3)
(P.N)			
F ₁	105	100	0
F ₂	121	95	5
F ₃	137	90	10
F ₄	153	85	15
F ₅	167	80	20

(1) ガス型砂の常温性質に及ぼす影響

(a) 常温性質

表8 ガス型砂の常温性質

試料番号	試料重量g	通気度	圧縮強サ kg/cm ²	剥落量 gr		
				4hr	24hr	48hr
F ₁	139	193	24.0	4.7	2.6	2.5
F ₂	137	153	24.0	4.6	2.6	2.5
F ₃	135	132	26.0	3.2	1.5	1.2
F ₄	133	98	23.5	3.1	1.4	1.3
F ₅	131	76	26.5	2.7	1.1	1.1

アッシュ利用ガス型砂の常温性質を表8に示す。アッシュ配合により通気度、重量、剥落量が低下している。これは、通気度についてはアッシュの細粒効果であり、重量についてはアッシュの比重が珪砂よりも軽い為である。剥落量についても合成砂にアッシュを配合した場合と逆に低下したが、粘結剤たる水ガラスが、アッシュ配合による粒度指数の変化に対応して増した為、アッシュの細粒が生かされた結果である。

圧縮強サに関しては、高温におけるガス型砂へのアッシュ配合の影響を調べる為に、常温での圧縮強サを増えたいと思った強い通りの結果が得られた。

(2) ガス型砂の高温性質に及ぼす影響

(a) 高温圧縮強サ

ガス型砂の高温圧縮強サを図5に示す。高温圧縮強サについては、アッシュ配合による直接の影響は認められず、アッシュ配合ガス型が無配合ガス型よりも配合量増

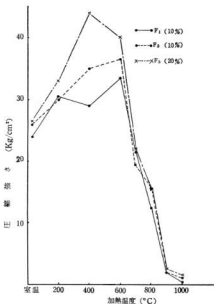


図5 フライアッシュ配合量の高温圧縮強サに及ぼす影響

加につれて圧縮強サが上昇しているのは、粘結剤たる水ガラス絶対量が増している為と考えられる。

残留強サを測定した結果は図6に示す通りである。各配合ガス型砂において、200°C付近での水ガラスの脱水による強度の上昇、第2次水分を喪失する400°Cからの強度の低下はほぼ同様の傾向を示すが、ガス型砂の残留強サ2のつ目のピークを形成する800°C近辺において、アッシュ配合砂は無配合砂よりも明らかな残留強サの低下を示すので、崩壊性促進に役立つと考えられる。

(3) 鋳込成績

無配合及びアッシュ配合ガス型砂を用い、図7に示す中子を造型し鋳鉄を鋳込んだ結果を表9に示す。

アッシュ配合により泥練機への砂の附着は著しく減少した。

崩壊性の実験は図7に示す鋳鉄鋳物をハンマーで叩いて中子の崩壊を期待したが出なかったため、スプーンを用いて掻き出しその難易により崩壊性を判定した。

アッシュ配合ガス型砂は、無配合ガス型砂に比べて鋳物をハンマーで叩いた程度で、中子を取り出せる程は向上しなかったけれども、感じでは相当に崩壊性が良い様であった。

さらに鋳肌についても、アッシュ配合による細粒効果

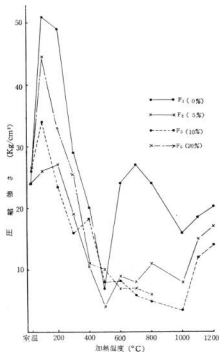


図6 フライアッシュ配合量の加熱残留強さにおよぼす影響

表9 鋳込成績

種類	混練機への砂の付着	崩壊性	鋳肌
F ₁ (0%)	×	× ×	×
F ₂ (5%)	○	×	○
F ₃ (10%)	○ ○	○	○

によって、アッシュ配合砂は無配合砂よりめざしが少なく良好である。

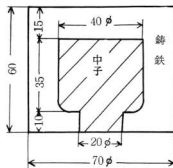


図7 崩壊性試験片

II 結 言

鋳物砂へのフライアッシュの利用について、実験した結果を要約すると次の通りである。

- フライアッシュの特徴を上げると次の通り
 - 粒形は丸味を帯びている。
 - 粒子は破碎され難い。
 - SiO₂が低くてアルカリ性が強く、耐火性は低い。
 - 比重は珪砂に比べてかなり小さい。
- 合成砂にアッシュを5~10%配合すると通気度は100前後が得られ、圧縮強さは幾分低下し、ポロツキもやや増す傾向はあるが、つき縮み性は向上し、熱膨脹量、熱応力の発生が低下するので鋳肌の向上に有効である。
- ガス型砂の場合、アッシュ5%の配合で残留強さが特に600~1000°Cの範囲で著しく低下するので、アッシュ微粒による目ざし防止効果と併せて、崩壊性の改善に効果があると考えられる。

尚、鋳物砂へのフライアッシュ利用について、水分の減少と成型性の向上を期待して、今後、セメント鋳型流動性鋳型について引き続き実験する予定である。終に本実験を行なうにあたり、フライアッシュの提供を戴いた中電フライアッシュKKと、化学成分の分析に協力された当場竹原支場の方々に深く感謝申し上げます。

本報告は日本鋳物協会中国四国支部昭和41年度鋳物技術研究発表会に発表

球状黒鉛鑄鉄に関する研究 (第1報)

球状黒鉛鑄鉄の内厚と性質との関係

中 村 和 清
丸 下 清 志
小 林 賢 治

I 緒 言

球状黒鉛鑄鉄を機器の部品として用いる場合は、その強靱性を利用する観点から極力薄肉とすることを要求される。しかしながら、この鑄鉄の薄肉化には材質硬化、漏回り不良、ピンホールの発生等多くの障害がある。

本研究は化学成分、球状化法、接種等の条件を異にする球状黒鉛鑄鉄の内厚とカタナ、組織等の性質との関係を探り、球状黒鉛鑄鉄薄肉鑄物製造上の指針を得ることを目的として行なったので、その概要を報告する。

II 試料と実験方法

1. 試 料

地金は釜石タイル鉄1号Cを15kg高周波溶解炉で溶解し、小型インゴットにしたものを用いた。

その化学成分はC 3.99, Si 1.49, Mn 0.18, P 0.09 S 0.02である。球化剤はKC剤3号、接種剤はCa-Siを用いた。

2. 実験方法

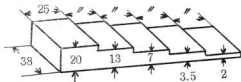


図1 階段状試験片

クリプトル電気がを用い、3井黒鉛るつばで地金1.5kgを溶解して成分を調整し、1500°CでKC剤を所定量添加して球状化処理を行ない、そのままあるいは接種を行なったもの、図1に示す階段状試験片に階段面を下にし、厚内厚から鑄込んだ。

試験片は縦に中央で切断し、切断面について各段のロックウエルクカタナ (H_uA)、顕微鏡組織を調べた。

III 実験結果

化学成分を表1に、内厚ならびにSi量と球状化との関係を図2に示す。

表1 化学 成 分

添加KC%	添加Ca-Si%	目標Si%	化学 成 分		
			C	Si	S
1.5	0	2.5	4.15	2.48	0.002
		3.0	3.39	2.98	0.006
		3.5	3.87	3.45	0.006
	0.4	2.5	4.18	2.55	0.017
		3.0	4.11	3.11	0.002
		3.5	3.86	3.57	0.004
0.8	2.5	4.04	2.41	0.003	
	3.0	4.72	3.07	0.001	
	3.5	4.05	3.09	0.002	
2.0	0	2.5	4.17	2.52	0.005
		3.0	3.40	2.97	0.005
		3.5	4.32	3.34	0.012
	0.4	2.5	4.65	2.35	0.014
		3.0	4.34	2.90	0.013
		3.5	4.19	3.47	0.016
	0.8	2.5	4.57	2.52	0.012
		3.0	4.37	2.98	0.008
		3.5	4.36	3.53	0.002
2.5	0	2.5	4.28	2.35	0.008
		3.0	4.42	2.74	0.007
		3.5	4.23	3.39	0.013
	0.4	2.5	4.46	2.46	0.015
		3.0	4.19	3.08	0.015
		3.5	4.14	3.50	0.008
	0.8	2.5	4.45	2.58	0.013
		3.0	4.31	3.15	0.025
		3.5	4.09	3.53	0.037

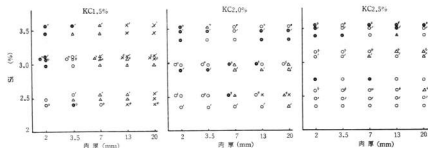


図2 肉厚ならびにSi量と球状化との関係

●…完全球状化 ○…完全に近い球状化
 △…不完全球状化 ×…まったく球状化していない
 ◐…0.4%接種 ◑…0.8%接種

1. 球状化

図2に示すように肉厚と球状化との関係にはKC剤量の影響が著しく認められ、KC剤1.5%では2~3.5mmの薄肉部だけ球状化し、それ以上の厚内部はほとんど球状化していない。2%では厚内部に多少黒鉛形状のくずれは見られるが、軸体に球状化は良好である。その内でもSi量の高くなる程良くなっている。

2.5%になると薄肉から厚内部まで良好であり、Si量3.5%のところで最も良くなっている。

Ca-Si量の球状化に及ぼす影響は認められなかった。

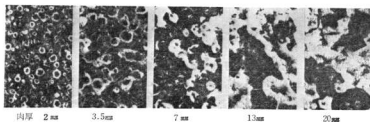
2. 組織

組織成分の割合とカタナとを表2に、肉厚と顕微鏡組織との関係を写真1に示す。

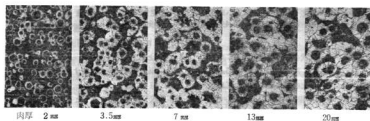
表2 組織成分の割合とカタナ

KC	Ca-Si %	Si 2.5%					Si 3.0%					Si 3.5%				
		肉厚 mm					肉厚 mm					肉厚 mm				
		2	3.5	7	13	20	2	3.5	7	13	20	2	3.5	7	13	20
1.5	0	69.3	64.1	58.6	52.4	46.9	61.1	61.4	52.4	46.9	40.3	66.6	66.7	57.3	46.4	35.9
	0.4		64.3	63.2	57.4	57.7	60.7	64.6	59.6	56.9	55.4	73.3	63.1	57.3	46.6	35.6
	0.8		73.2	58.5	58.5	46.9	60.3	61.1	58.9	57.7	55.7	68.7	53.1	48.4	36.4	25.4
2	0	71.7	65.6	64.6	62.8	60.7	66.3	61.9	57.0	56.6	56.2	66.2	61.4	56.1	56.2	56.4
	0.4	64.7	61.5	59.5	52.5	56.2	63.8	60.9	57.0	57.2	59.1	60.1	59.5	57.3	57.1	46.6
	0.8	68.3	66.4	64.9	61.1	56.8	69.4	63.6	60.1	57.3	57.2	63.2	56.1	57.5	57.9	46.8
2.5	0	66.2	66.7	66.6	66.2	66.7	66.0	66.0	58.3	55.6	56.6	60.7	57.0	54.6	56.2	56.5
	0.4	62.3	62.8	57.2	57.0	56.3	64.4	59.8	57.5	61.1	56.9	62.4	59.4	57.3	56.7	46.7
	0.8	67.3	64.0	56.7	56.5	57.1	71.1	66.4	62.7	61.1	59.5	64.7	60.1	57.9	57.5	57.4

●---バライト ◐---セメント ◑---フェライト ×---遊離炭素



肉厚 2mm 3.5mm 7mm 13mm 20mm
KC 1.5%, Si 3.11%, C 4.11%



肉厚 2mm 3.5mm 7mm 13mm 20mm
KC 2.0%, Si 3.47%, C 4.19%

写真 1. 肉厚と顕微鏡組織との関係 ×200

肉厚と組織との関係にはSi量の影響が大きいことがわかる。表2に示すようにSi量が2.5%, 3.0%, 3.5%と増加するに従って、基地の組織はパーライトが減りフェライトが増している。Si量2.5%肉厚2mmのところでは、パーライト+セメントタイトの地であるがSi 3.0%, 3.5%になると薄肉部でもフェライトが出るようになってくる。

セメントタイトは、Si量2.5%では薄い部分から、かなり肉内の7~13mmまで出ているが、Si量増加とともに薄肉の部分はセメントタイトが出て7mmの肉厚ではほとんどなくなっている。

3.5mmではSi量を多くしても、セメントタイトの生成を充分に防止することはできなかったが、バラツキも多いので、今後さらに追究したい。

KC剤量、Ca-Si量の変化では組織に目立った影響はなかった。

3. カタナ

カタナはロックウェルAで測定したためバラツキが大きかったが、肉厚によるカタナの変化は7mm位までは大きな差が認められるが、それ以上の肉厚では大差はなくなっている。

Si量がカタナに及ぼす影響は、バラツキが大きき2の項で述べた組織のように、明白な結果は得られなかった

が、やはりSi量増加とともにカタナは多少低下している。

Ca-Si量の影響については、0.4%添加により多少軟かくなっており、0.8%になると再び硬くなっている傾向が見られた。

なおカタナにもKC剤の量による明白な影響は認められなかった。

IV 結 言

1. 3.5mm以下の薄肉部はKC剤1.5%でも球状化した。7mm以上では2%を必要とした。

2. 肉厚と組織との関係にはSi量の影響が著しい。Si量3.0%以上では、肉厚7mmの部分でセメントタイトの生成をほとんど防止できたが、3.5mmの部分では防止は不十分であった。この点については今後さらに追究する予定である。

3. Ca-Si量は球状化、組織に影響はなかったが、カタナでは0.4%添加で多少の低下が見られた。

以上を総合すると、薄肉球状黒鉛鉄にはSi量3.0~3.5%, KC剤2%, Ca-Si量0.4%が適当と思われる。

ただしこの場合、地金のC量1%を目標に実験したが、ルツボ、攪拌棒からの吸炭が多く、分析した結果4%以上であり試験片はもろく感じられた。

リグニンの利用研究 (第6報)

亜硫酸パルプ廃液濃縮物の銕型用粘結剤への応用 (その3)

原 信 彦
東 正 十 郎

1 緒 言

亜硫酸パルプ (SP) 廃液及びその濃縮液は古くから銕型や煉炭の粘結剤として使用されている。

一方KP (グラフトパルプ) リグニンはフェノールの代用としてシニルモールドに用いる為の開発研究が盛んに行なわれている。

SP リグニンの銕型への利用に関する報文はあまり見られない。CO₂プロセス砂の崩壊性の改善を目的とするもの、銕型用合成砂への添加による、ピンホール、すくわれの防止効果をねらったもの等がある。

筆者らは各種の SP リグニンの粉末や濃縮物を用い合成砂へのベントナイトとの併用効果、及び油砂への応用等に関して2, 3の実験を行ない、リグニンのPH、成分等が合成砂の強度、割落量に及ぼす影響、並びに油砂の油の代替と強度の増加にリグニンが寄与すること等の知見を得たので、その結果を次に報告する。

1 試料と実験方法

1. 試 料

本実験に用いた試料は次の通りである。

(1) 珪 砂

珪砂はアヤラギ珪砂を使用し、その粒度分布は表1に示す如く100メッシュピークのものであった。

表1 アヤラギ珪砂の粒度分布 (%)

メッシュ	20	28	35	48	65	100	150	200	270	フルイ下	粘土分
アヤラギ	—	0.8	7.6	13.1	24.6	46.7	4.5	0.3	0.1	0.7	1.6

(2) ベントナイト

ベントナイトはA, B二種類を使用し各々のPHはA 8.2, B 9.9であった。尚PHの測定は5%水溶液にて行なった。

(3) SP リグニン

SP リグニンはサンエクス (粉末) 3種とサンエクス

(液状) 1種類を使用し、リグニンのPHの調節にはNa₂CO₃水溶液を使用した。

SPリグニンの主成分を表2に示す。

表2 SP リグニンの主成分

リグニンの種類	P200	P201	P501	P252
PH(5%水溶液)	3.2	5.2	5.2	5.2
リグニスルホン酸(%)	45	45	58	—
還元性糖類(%)	20	20	8	11.3
灰 分 (%)	8	10	15	4.7
ベ ー ス	L-Ca	L-Ca	N-Ca	L-Na

P200, 201は広葉樹 (L) -カルシウム (Ca) ベース, P501は針葉樹 (N) -Caベースの各粉末, P252は濃縮液でL-ナトリウム (Na) ベースのリグニンで、精製法等の相違が、そのPH, リグニスルホン酸、還元性糖類等の成分に差を与えている。

(4) 油

油は生アマニ油を使用しその沃率値は193.2であった。

2. 実験方法

(1) 合成砂への応用

(a) 試料砂

珪砂に水4%, ベントナイト7%を添加したものを基本砂としそれに前記、各種リグニンをそれぞれ2%添加した。

混練方法は基本砂においては珪砂 (3号) に水を加え試験用砂臼で30秒攪拌後にベントナイトを添加して15分間混練した。

リグニン添加の場合、リグニンの混合むらを防ぐためにあらかじめ所定の添加水にリグニンを溶解したものを珪砂に添加し30秒攪拌後にベントナイトを加えて15分間混練した。

混練調製した試料砂はビニール袋に入れ一昼夜熟成させた後、試験片の作製を行なった。

(b) 実験方法

試験片はJIS標準試験片(50 ϕ ×50mm)を用いた。

強度試験は試験片を温度 30°C 湿度 60%の恒温恒湿室中に所定の時間放置後、圧縮強さ及び表面安定性の測定をした。

表面安定性の試験はトク写板のヤスリの上に試験片を乗せ 250mmの間を10往復させ、その際の剥落量の多少から表面安定性の良否を判定した。

(2) 油砂への応用

試験砂は珪砂にアマニ油のみを添加したものと、アマニ油とリグニン水溶液を添加したものの2種類を使用した。

リグニン水溶液の作製に当っては、水分量が砂に対して常に2%になる様、リグニンの濃度を調節した。

町原、岡部、はSPリグニンを鋳型用粘結剤として使用した場合、焼成強度は還元性糖類の多いものが高かったとの、報告がみられるので本実験においても、還元性糖類の多いP201(還元性糖類20%)を使用した。

砂の調整は珪砂にアマニ油、リグニン水溶液を入れ、手廻り篩器で200回転 攪拌を行ない1.4 ϕ ×2 ϕ の試験片を作製した。

焼成方法は熱風循環式の乾燥炉中で所定の温度に1時間保持焼成した後、冷却して圧縮強さの測定を行なった。

■ 実験結果と考察

1. 合成砂への応用

A, B二種類のベントナイトによる基本砂に各種リグニンを添加して、放置強度の比較試験を行なった結果を図1、図2に示す。

基本砂にSPリグニンを添加することによって成型直後の強度は僅か高くなっているが、基本砂の初期の立上りが大きく、1時間前後を交点として、以後基本砂の方が強くなっている。

又リグニンの種類による差はあまり認められなかったが、リグニスルホン酸が多く還元性糖類の少ないP501は例外で、12~24時間経過後は基本砂と同程度の強度を示している。

これは他のリグニンがL材であるのに比し本品がN材リグニンであることに起因するかと考えられる。

ベントナイトA, B間ではPH値の低いAベントナイトの方が高い強度を示した。

一般的に言えることは合成砂にSPリグニンを添加しても圧縮強さの面では、何らメリットが認められなかった。

リグニンのPHによる差はPHの低いP200(PH3.2)が最も悪く、L材—Na系のP252も余り良い効果を与えな

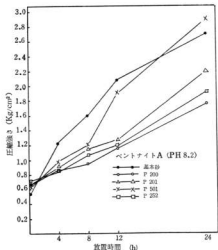


図1 リグニンの種類と圧縮強さの関係

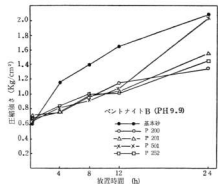


図2 リグニンの種類と圧縮強さの関係

った。

剥落量に就いては表3に示す様に成型直後では大差はなかったが、24時間放置した場合BベントナイトにSPリグニンを添加したものはかなりの差が認められ、どのリグニンも表面安定性の向上に有効であった。

なかでもP501はA, B両ベントナイトにおいて優れた表面安定性を示した。

4種類のリグニンの比較試験を行なった結果P501が優れていることが判明したので、P501のPHをNa₂CO₃を使用して変化させ、Aベントナイト7%、水5%の基本砂に添加した結果は図3および表4に示す如くPHの相異なる強度、剥落量の差は、殆ど認められず、基本砂

リグニンの種類と圧縮強さの関係
基本砂
P200
P201
P501
P252
リグニンの種類と圧縮強さの関係
基本砂
P200
P201
P501
P252
圧縮強さ (Kg/cm²)
3.0
2.8
2.6
2.4
2.2
2.0
1.8
1.6
1.4
1.2
1.0
0.8
0.6
0.4
0.2
0
圧縮強さ (Kg/cm²)
2.0
1.8
1.6
1.4
1.2
1.0
0.8
0.6
0.4
0.2
0
と比
少な
2.
乾

表3 リグニンの種類と剥落量の関係

リグニンの種類	剥 落 量 (g)			
	A ベントナイト		B ベントナイト	
	成型直後	24時間放置	成型直後	24時間放置
基本砂	1.50	16.4	1.50	12.8
P 200	1.55	15.3	1.25	10.1
P 201	1.00	14.7	1.25	8.6
P 501	1.40	9.3	1.15	7.0
P 252	1.95	15.7	0.85	8.8

表4 リグニンのPHと剥落量の関係

リグニンのPH	剥 落 量 24h (g)
基本砂	8.4
5.7	3.0
7.3	2.8
8.2	3.9
9.3	3.8

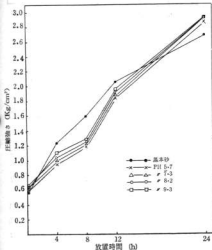


図3 リグニンのPH値と圧縮強さの関係

と比較すると24時間後の剥落量はリグニン添加のものが少なく良好な表面安定性を示した。

2. 油砂への応用

乾性油は中子用粘結剤として古くから使用され湿態強

度の増強に、デキストリン、コンパインダー等の有機系粘結剤が補助的に用いられている。

本実験では、アマニ油にSPリグニン(P201)を併用することにより高価な油の節約および湿態強度が得られるのではないかと期待し、実験を行なった。

予備実験として、アマニ油1%, リグニン2%, 水2%を注砂に加え成型したものを100°Cから280°Cまで30°Cおきに1時間、焼成したものの圧縮強さを測定した結果は図4に示す様に160°Cを越えると強さの上昇は少なくなり220°Cで最高値を示し280°Cで低下した。

但し220°Cを越えると表面がこげ表面安定性が悪くなり始めた。よって焼成温度は190°Cを採用し以下の実験を行なった。

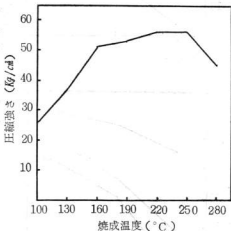


図4 焼成温度と圧縮強さの関係

油砂に水を加えると焼成強度の点では不利になることは周知の通りであるが、リグニンがむらになる恐れがあり、又成型性を良くする目的からリグニンは水溶液として使用した。その際水は砂に対して常に2%と一定になる様にした。

アマニ油単味とリグニン単味の焼成強度は図5に示す様にアマニ油単味のほうの方が遙かに高い強度を示した。

但しアマニ油1%添加は生型強度の不足のため試験片の作製が出来なかった。

アマニ油1, 2, 3%添加した砂にリグニンを1, 2, 3%と加えたものの焼成強度の比較を図6に示す。

図に明らかな如くリグニンとアマニ油の相乗効果が認められた。

アマニ油2%単味では圧縮強さ39kg/cm²だったものがリグニンを2%併用することにより56kg/cm²になった。

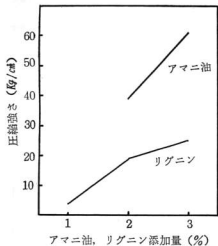


図5 アマニ油、リグニン単味の圧縮強さ

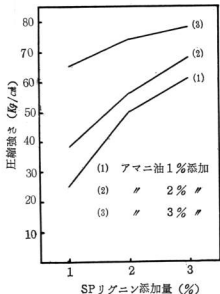


図6 アマニ油+リグニンの焼成強度

アマニ油1%では成型出来なかったものがリグニンを1%加えることにより成型可能になり、2%、3%と増やさせるとアマニ油2%、3%単味に匹敵する強度が得られた。

アマニ油1%にリグニンを1%および2%添加したと

きの、リグニンが湿態強度におよぼす影響は図7に示す様にリグニンを添加することにより、かなりの放置強度を得ることが出来た。

又リグニン添加量1%と2%ではかなりの差が認められ、経時すると共にその差は大きくなった。

なお、成型直後の強さはリグニン1%添加が(0.025Kg/cm²)、2%添加(0.029Kg/cm²)であった。

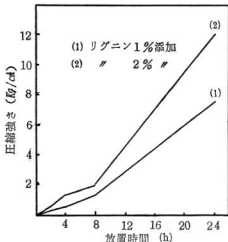


図7 アマニ油1%+リグニン1%、2%添加の湿態強度

IV 結 言

合成砂及び油砂にSPリグニンの添加効果を検討した結果は次の通りであった。

1. 合成砂への応用

(1) 強度に於いては成型直後ではリグニンを添加したものが幾分高い値を示したが経時すると共に基本砂の方が高くなり、リグニン添加の効果はほとんど認められなかった。

(2) 表面安定性は、成型直後では大差はなかったが24時間放置後では、とくにB-ベントナイトにリグニンを添加した場合に可成の向上が認められ、リグニンの添加は表面の安定化に有効であった。

(3) 四種類のリグニンの内、リグニンスルホン酸が多く還元性糖類の少ないP501は他に比べて強度、表面安定性共にすぐれており、合成砂にSPリグニンを添加するに当たってはリグニンの種類の選択が重要であることが知られた。

(4) リグニンのPH値の影響はほとんど認められな

ったが、ペントナイトの持つアルカリ性に近づけることが好ましい様であった。

2. 油砂への応用

(1) アマニ油とSP リグニン (P201) を併用することにより成型性の改善をはかることが出来た。

(2) 焼成温度は220°C で最強度を示すが表面安定性などからみて200°C前後が適当である。

(3) 焼成強度においてはリグニンとアマニ油の相乗効果は大きく、リグニンを併用することにより油の使用量を半減することが可能である。

即ち油1%, リグニン2%の併用添加は油2%単味以上の焼成強度を得ることが出来る。

終りに当たり本実験のためにリグニン試料の御恵とおよび種々の御教示を戴いた、山陽バルブ株式会社ならびに本実験に協力された卒論生、八代公二君に感謝する。

文 献

- 1) 日本鋳物協会編：鋳物便覧 320
- 2) 牧口：金属材料, 11, (1965) 49
- 3) 新日本鋳造協会編：近代鋳型の造り方, 53
- 4) 岡倉：日本鋳物協会誌, 38(1966), 240
- 5) 町原：岡部, 等10回リグニン化学討論会
- 6) 日本鋳物協会編：鋳物便覧, 319

表面アラサ測定に関する研究 (第3報)

触針の摩擦と微小変位について

大 下 徹
中 塩 武 之

I 緒 言

表面アラサを触針法によって測定する場合、被測定物の表面アラサと触針先端半径、および触針荷重はJIS B0601に規定されており、表面アラサが大きくなるに従って触針の先端半径、および荷重は大きくなっている。しかしながら実際の測定の場合、被測定物の種類によってはこの規定を選択しなければならないことがしばしば生ずる。例えば被測定物が非常に軟らかいとか、表面のアラサ曲線が、複雑であるような場合、規定の先端半径、荷重の触針を用いたのでは計器のセッティング中、又繰り返し測定中引張傷を生じたり、触針のジャンピングを起したりして正しい測定ができなくなることがある。これらはいずれも被測定物と触針間の摩擦に起因するものであり、表面アラサ測定の精度を高めるためには触針摩擦はできるだけ少なくすることが望ましい。

本実験はアラサ測定時の触針の摩擦と微小変位の関係を解明するために摩擦と微小変位を電気的に測定する装置を試作し、2, 3の実験を試みたものである。

II 実験方法と試料

1. 測定装置と測定方法

摩擦の測定装置は従来、種々の目的に応じて各種の装置が作られているが、筆者等は極軽荷重時の滑り出しの現象をミクロ的に解析するために、摩擦力と滑り出し前後の微小変位とを同時に自動的に測定できる装置を試作した。図1は装置のブロックダイアグラムであり、Aは摩擦測定装置、Iは触針引張用電磁石、Jは触針引張用電磁石、Fは磁石用電源、Mは変位測定装置である。



図1 摩擦測定装置

(1) 摩擦測定機構

装置の概略を図2に示す。Mは残留磁気の少ない円板状高純素鋼で下端はラッピングによって0.4- μ Sに仕上げられている。この円板Mは2個の6.35mmの超精密級鋼球Pと表面アラサ測定用触針Nの3点によって支持され、電磁石I、Jの動作によって左右に移動する。移動の際鋼球支持部は転り摩擦、触針支持部はアラサ試片Sとの間に滑り摩擦を生ずる。Pの2点の転り摩擦は触針の滑

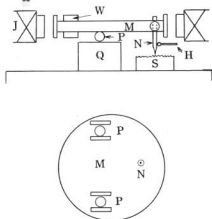


図2 摩擦測定機構

り摩擦に比べると1/1000のオーダーであるのでIの電磁石で引張る力は殆んど凡て触針Nとアラサ試片Sとの滑り摩擦を示すものと考えられる。鋼球載物台Qの上端は0.4-Sにラッピング仕上げしたものである。又触針に加えられる荷重はバラシングウエイトWによって0.5~10grの範囲で自由に調整される。引張り、引戻用電磁石の鉄心は残留磁気の少ない高圧素鋼でIの鉄心の端部には薄いゴム板を張り付け緩衝用としMが移動して鉄心に衝突した時の振動を吸収させる。又電磁石Jの鉄心の端部には薄い銅板を取り付け残留磁気の影響を極力避けるようにした。Hは触針の移動を検出するレバタイプの変動変圧器である。又I、J、Mの各ブロックは鉄板で囲み漏洩磁束が変動変圧器に影響を与えないようにした。2つの鋼球Pは横に転る事を防ぐために上部に案内板、載物台側にはV溝を切っている。この装置全体は三脚台上に載っており、3個のネジを調整して装置を水平に保つことができる。

(2) 電子装置

微小変位の測定には電気マイクロメーター（安立電気製、K302A、K101型、最小目盛0.5 μ 、測定範囲 $\pm 250\mu$ ）を用いた。図2によって説明すると先ず引張用電磁石Iに徐々に電流が加わると電流に比例した引張力が生ずる。（図3は試作した装置の電流と引張力の校正表である）Mは電磁石に生じた引張力によってIの方向に摩擦に抗して移動しようとする。その移動は触針Nに接して取り付けられた変動変圧器Hによって検出され電気マイクロメーターの指針を振らす。変位がある程度大きくなると電気マイクロメーターの出力回路より取り出した信号によって引張側電磁石の接点が入り、同時に引戻用電磁石の接点が入る。引戻用電磁石の電源回路は時定数による放電によってある時間経過すると自動的に接点が入る。

れ引張用電磁石の接点が入るようになってくる。引張用電磁石の電流の漸増は抵抗-容量結合の時定数回路と、ロータリースイッチによって適当にセットすることができる。この時の電流はメーターによって読み取り最大電流は100mAで1行程の時間は最大70秒程度とすることができる。図4は電気マイクロメーターから出力をON-OFFして電磁石を動作させるための電磁石用電源回路である。

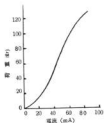


図3 引張用電磁石の電流-引張力校正図

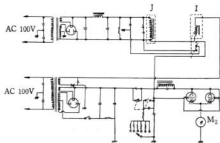


図4 電磁石用電源回路図

(3) 測定方法

電気マイクロメーターの読み、および引張用電磁石の読みは自動記録装置を取付けることが望ましいが直流増幅器、および記録計の手持がないので微小変位は電気マイクロメーターを直読、摩擦力は引張用電磁石の漸増電流の読みと、電流-荷重校正表から算定した。

測定装置の使用にあたっては先ず数10分間電気回路の安定をはかり、動作を安定させる。電気マイクロメーターの零点の調整、引張、引戻用電磁石の時定数の設定は前で行なう。所定のアラサ試料を固定し、JISによって規定された触針荷重に調整して電磁石の電源を入れれば測定器は自動的に動作し始める。電気マイクロメーターの指針は引張用電磁石の電流が漸増するとゆるやかに動き出し触針に微小変位の生じた事を検出する。しかるに最大摩擦に達すると触針の引張り方向に加速度を生じ引

張用電磁石の方へ急速に引寄せられ、電気マイクロメータの指針が大きく振れる。この時のメータの読みをもって起動時の微小変位とした。メータの指示には動的誤差があるので上記の読みは正しい値とは言い難いが引張力の増加速度が小さいため、メータの慣性による誤差は無視した。摩擦行程の時間は20秒とし、測定値は10回繰返し測定の平均値とした。変位が100 μ 程度に達すると引張用電磁石が働き触針は引戻され、摩擦と変位測定の一行程を終る。そして20~30秒後引張用電磁石にスイッチが入り測定を繰返す。

2. 試料

使用した触針は表1の通りである。アラサ試片はJIS B 0601による表面アラサ基準片の0.4, 0.8, 1.5, 3, 6, 25, 50, 100-Sの機械加工用ものを用いた。又触針と試片間の潤滑に用いた油は表2の通りである。

表1 摩擦測定用触針

触針	先端丸み半径 (μ)	適用荷重 (gr)
ダイヤモンド針	5	0.5
サファイヤ針	10	1
鋼針	30	10

表2 潤滑油

潤滑油名	動粘度 (30°C)	粘 度 c s t
120番 マシリン油		90
30番 モビール油		270
60番 スピンドル油		50
ミシリン油		70
防錆油		60
離形シリコン	日本ライヒホールド RP-301	
マリン油		80

III 測定結果と考察

図5は触針とアラサ試片間の摩擦を少なくするために7種類の油をそれぞれ極く薄く接触面に塗布したものと塗布しない場合の潤滑効果を示したものである。いずれの場合も潤滑油を塗布したものが小さな摩擦力で大きな変位を示しているが用いた油剤のうち粘度の高いもの程初期の変位が少なく、ある程度変位が進むと急速に大きくなる傾向にある。変位の過程を全体的にみて潤滑効果の最もよいのは離形シリコンではないかと思われる。図6は同一試片の表面アラサを乾燥状態で測定したものと、離形シリコンで潤滑して測定した場合のアラサ曲線である(測定機:小坂SE-3型触針式表面検査機)。試片は摩擦測定装置に固定し触針は全く同じ場所を往復したものであるが、離形シリコンを塗布した場合と塗布しない場合のアラサ曲線誤差は殆んど認められない。図5よりして触針-アラサ試片間の摩擦は離形シリコン塗布により減少し、尚アラサ曲線に変化がない(図6)とすれば触針法によるアラサ測定の場合、ある範囲のアラサに対しては試料と触針間に極く薄い油膜を形成させる事はアラサ測定精度向上のために極めて有用な事ではないかと思われる。

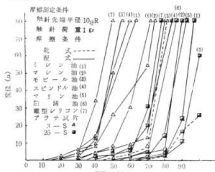


図5 摩擦力ならびに変位におよぼす潤滑剤の影響

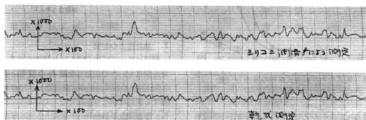


図6 離形シリコン塗布によるアラサ曲線の変化

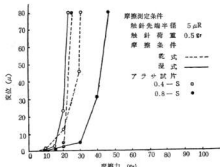


図7 乾式ならびに湿式摩擦の摩擦力-変位におよぼす影響

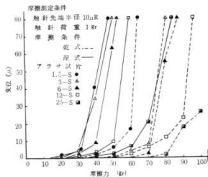


図8 乾式ならびに湿式摩擦の摩擦力-変位におよぼす影響

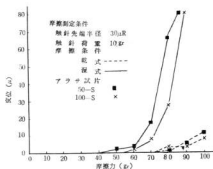


図9 乾式ならびに湿式摩擦の摩擦力-変位におよぼす影響

図7～9はそれぞれのアラサ試片と触針をJIS規定によって組合せシリコン潤滑したもの、しないものとの

摩擦の変位との関係を示したものである。図7の如く表面アラサが極く小さく触針荷重が0.5gr程度のものについては潤滑油塗布の効果は少ないようである。また表面アラサが比較的小さい場合摩擦力に対する変位はある限界を越えると急激に大きくなるが、アラサが大きくなる程その変化はゆるやかな傾向がある。一般にアラサが大きくなる程摩擦に対する変位の割合は小さくなり、潤滑効果は増して来るようである。尚これらのアラサ試片を50回連続繰返し摩擦した時の接触面を顕微鏡観察するとアラサの小さいもの(3-S以下)についてはいずれも引張傷がみられ、アラサ曲線記録時には山のつぶれが認められた。

以上は各種アラサ試片と規定触針によって摩擦した時の変位であるが同様の試験をJIS規定によらないで測定した結果から表面アラサ測定時の摩擦の変位におよぼす影響を検討した。その結果の数例を示す。

1. 加工法の影響

図10は旋削、研削、ペーパー、ヤスリ仕上げによって3-Sに仕上げられた加工面の摩擦と変位の関係である。ペーパー、ヤスリ、研削、旋削仕上げの順で摩擦に対する変位の割合が増大している。これは同一程度のアラサ面の場合、ペーパー、ヤスリ仕上げの如き手仕上げ面は機械加工面に比して加工方向が多種でありアラサ曲線も方向性がなく触針の引掛りが大きいのではないかとされる。

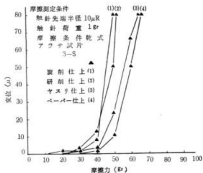


図10 加工法の影響

2. 触針圧力の影響

図11は3-Sに仕上げられた試片に0.5、1、10grの触針荷重をかけて測定した場合の摩擦と変位である。0.5と1grの間には殆んど差はないが10grの場合摩擦に対する変位はかなり少なくなっている。

3. 摩擦速度の影響

は図12摩擦測定サイクルを10、20、50秒とした時の摩

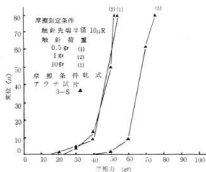


図11 触針圧力の影響

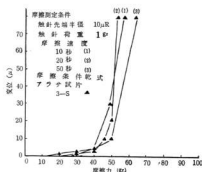


図12 摩擦速度の影響

態と変位の関係である。測定サイクルが速い程変化が緩かくなるようであるが有意差はないものとみてよいであろう。

IV 結 言

表面アラサ測定時の触針の摩擦と微小変位を電氣的に測定する装置の試作の概要と、同装置による2、3の実験の結果を述べたが結論として次の事が云えるであろう。

1. 本装置による摩擦と微小変位の測定は可能であり、2進法計数回路を取り付ければ弾性、塑性域の微小変位の自動記録も可能である。

2. 表面アラサ測定時、試片に極く少量の潤滑剤を塗布することは触針、測定面の摩擦の減少、触針および測定面の保護に非常に有用である。但し油は塗布後吸取紙等によって余分な油を吸取り極く薄い油膜としなければならない。油剤としては離形シリコンが効果的である。
3. 触針とアラサ測定面の接触摩擦は触針および被測定物の性状によって異なるので、触針条件はJISに限ずると同時に被測定物の硬度、加工法等をも加味して適宜変更する事もアラサ測定精度向上のためには必要な事であろう。

旋 削 に 関 す る 研 究 (第1報)

軟 鋼 S S 41 の 旋 削 仕 上 加 工 標 準

小 川 逸 司
片 岡 豊
吉 池 啓 情

I 緒 言

中小企業においては機械部品の製作にあたり材料の入手の容易なため等によって、JIS・G・3102に規定されている機械構造用炭素鋼に代え、JIS・G・3101に規定する一般構造用圧延鋼材を使用する向きが

多いが、この材料は前者に比較して仕上加工が難しいと言われている。

また、中小企業における鋼材旋削の殆んどは仕上削りにおいて高速度鋼を使用し、とくに、寸法許容値や仕上げ面あらさの記入された図面による仕上加工の場合は必要以上に丁寧な作業を行ない極めて非能率的である。

こうした現状の、中小企業の鋼材炭削仕上げ加工の効率化を計るために仕上げ加工が難しいと言われるSS41材の炭削加工性を調査し、ある程度の仕上げ面を目標とする能率的炭削仕上げ加工標準を得るためにSS41材の炭削実験を実施したので、その結果を述べる。

I 実験装置と実験方法

1 工作機械

- (1) 炭盤 池貝鉄工所
DA-25型 高速精密炭盤
- (2) 工具研削盤 昭和精密工業
GTJ-4型 超硬工具研削盤

2 計測機器

- (1) 切削動力計 昌運工作所
機械試験所式 3分力測定用
- (2) 動歪測定機 新興通信工業株式会社
DS6/PX
- (3) ペン書きオシシログラフ 渡辺測器
WR-211-3C型
- (4) 表面アラナ測定機 株式会社小坂研究所
SE-4, RJ-2
- (5) 万能投影機 日本光学株式会社
MODEL 7

3 被削材

- JIS・G・3101
一般構造用圧延鋼材 SS41

表1 被削材(SS41材)の化学成分と機械的性質

化学成分(%)					機械的性質				
C	Si	Mn	S	P	降伏点 kg/mm ²	引張強 kg/mm ²	伸び %	絞り %	冲击 Ha
0.11	0.28	0.42	0.034	0.014	23.5	43.1	33.2	25.6	116

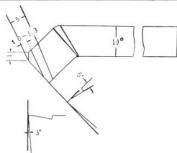


図1 41形炭形工具の形状(0, 5, 6, 6, 45, 45 0.5, さいり月 1.0)。

4 切削工具

- (1) チップ イグタロイ ST2 (P20)
- (2) 形 31, 33, SEC3 (313), 41形
- (3) ショック大き 19×19 (No. 3)
- (4) 刃部形状
 - (a) 31, 33, SEC3形(チップSI2R, チップブレーカー付)は箇中記入
 - (b) 41形は変形工具

5 切削試験要領

75mmφの被削材を70mmφに黒皮炭削した実験材料(長さ350mm)を所要の刃先に調整研削した工具で各種切削条件下の炭削を行ない、切削中に切削抵抗(主として主切削抵抗)を測定する。

さらに、工具を直接炭盤に取り付け、前記と同じ条件下で炭削を繰り返して、切削後仕上げ面あらさを測定する。

なお、切削実験の成績の符号と単位は次の通りである。

表2 成績の符号と単位

項目	符号	単位
切削速度	V	m/min
切込み	d	mm
送り	f	mm/rev
工具突出し量	L	mm
ノーズ半径	R	mm
切削抵抗(主抵抗)	F ₁	kg
表面あらさ	H _{max}	μ

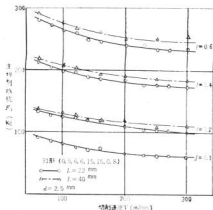


図2 主切削抵抗と切削速度の関係(31形工具)

III 実験結果と考察

1 切削抵抗

(1) 切削速度の影響

主切削抵抗 F_1 と切削速度 V との関係を図2、図3に示す。

V の増加につれて F_1 は減少するが、 $V=200$ 附近からは F_1 の減少が少なく、また横切刃角による F_1 への影響が低切削速度および送りを増したときにみられる。

工具突出し量 L の変化($L=22-40$)による F_1 への影響は高速域では約10%の増加がみられるが、低速域ではそれほどの差はみられない。

図4には切削抵抗の各分力の関係の一例を示す。

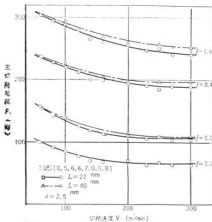


図3 主切削抵抗と切削速度の関係 (33形工具)

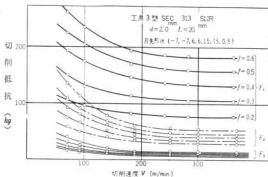


図4 切削抵抗の各分力

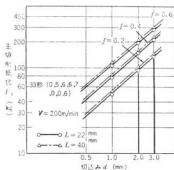


図5 主切削抵抗と切込みの関係

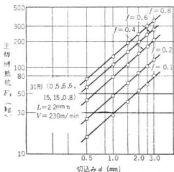


図5 主切削抵抗と切込み、送りの関係

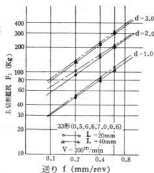


図5 主切削抵抗と送りの関係

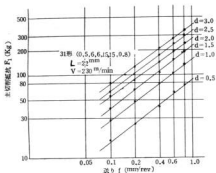


図5 追加 主切削抵抗と送りの関係

(2) 切込みおよび送りの影響

切込み d , 送り f , および主切削抵抗 F_1 との関係を図5に示す。

これらの結果を, $F_1 = K \cdot f^{n_1} \cdot d^{n_2}$ として定数および指数を求めてみると次のようになる。

表3 K, n_1 および n_2 の値

区分	K	n_1	n_2	工具形状	切削条件
1	159	0.775	0.896	31形 R=0.8	$V=230, f=0.2, d=2.0$
2	178	0.713	0.890	33形 R=0.6	$V=200, f=0.2, d=2.0$

これからみて, 主切削抵抗は送りよりも切込みにより大きく影響されることがわかる。

(3) ノーズ半径の影響

ノーズ半径 R と主切削抵抗 F_1 との関係を図6に示す。

この切削実験の切削条件下では R の変化による F_1 への変化はほとんど見受けられないが, 33形工具の場合に R が小さくなると F_1 は若干上昇し, またその数値にバラつきが認められた。

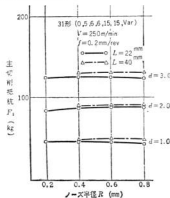


図6 主切削抵抗とノーズ半径の関係

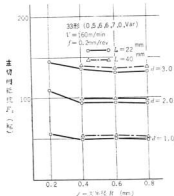
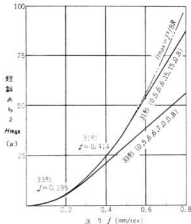


図6 主切削抵抗とノーズ半径の関係

2 切削仕上げ面あらし

(1) 理論あらしについて

切削仕上げ面は切削工具の刃先形状の転写によるものが表面あらしとして示されるのであるが, 実際には構成刃先, 刃先逃げ面(主として前逃げ面)の附着物, 振動などの不確定因子によって, 工具の刃先形状や送りの確定因子により計算された値よりもはるかに大きい値を示し, この不確定因子を如何に抑制するかが仕上げ面改善の努力の大半であるが, これも後者の計算値を知った上でのことである。

図7 理論あらし曲線 ($R=0.8\text{mm}$ の場合)

理論あらしの計算式

H_{max} : 切削仕上げ面あらし (μ) (1) $R \approx 0$

f : 送り (mm/rev)

R : ノーズ半径 (mm)

γ : 前切刃角 (deg)

β : 横切刃角 (deg)

(1-1) $f \leq 2R \sin \gamma$ のとき

$$H_{max} = \frac{f^2}{8R} \times 10^3$$

1-2 $f \geq 2R \sin \gamma$ のとき

$$H_{max} = R(1 - \cos \gamma + T \cos \gamma - \sin \gamma \sqrt{2T - T^2}) \times 10^3$$

$$\text{ただし } T = \frac{f}{R} \cdot \sin \gamma$$

(2) $R = 0$

$$H_{max} = f \cdot \frac{\tan \gamma \cdot \cot \beta}{\tan \gamma + \cot \beta} \times 10^3$$

図7に本実験に使用した切削工具に対する理論あらしを示す。

(2) 切削速度の影響

切削速度 V と切削仕上げ面あらし H_{max} の関係を図8、図9に示す。

この図が示すように、仕上げ面あらしはある速度以上になるとほぼ一定値となる。

この一定値に近い切削条件下では構成刃先、刃先逃げ、副切削物などの影響は微小であると考えられる。

(3) 正常領域と非正常領域

図10に S41 材の臨界切削速度曲線を示す。

この図は帯状で示しているが、これの上限、下限は次のようにして求めたものである。

即ち、切削時には構成刃先の発生を確認し得ないが、切削後、仕上げ面検査機によって図11に示すような程度のムシレの痕跡を刃先の先端部に認めたときのものを上限に、切削時に構成刃先の発生を確認した限度のものを下限にとった。

下限にとった条件下の切削仕上げ面のプロフィールは図12に示すように、図9に示すものよりも悪く前切削の部分に明らかに構成刃先に基づく影響がみられる。

これら2者間の発生には切削速度で約20 m/min が認められる。

また、普通炭素鋼のそれと比較したとき（機械試験所資料 第45号旋削仕上げ面あらしに関する資料）約40% 高い。

これらのことが SS 材質削仕上げ加工が困難だといわれる原因とも考えられる。

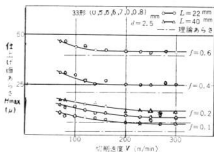


図9 仕上げ面あらしと切削速度の関係 (33形工具)

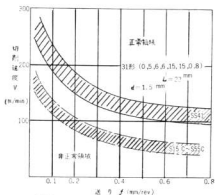


図10 S41 材の臨界切削速度曲線

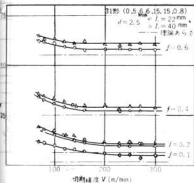


図11 仕上げ面あらしと切削速度の関係 (31形工具)

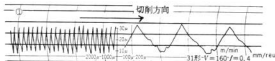


図12 仕上げ面あらし曲線 (その1)

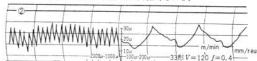


図12 仕上げ面あらし曲線 (その2)

また、図13に示すように工具突出し量 L を22mmから40mmにしたときは曲線全体が高くなり、約10m/minの上昇を示しているが送りの微細な範囲ではそれほどの上昇は示していない。

しかし、図14に示すように、工具突出し量を40mmにしたためのビビリ発生はまぬがれない。

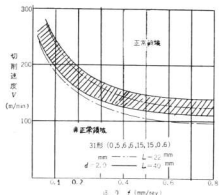


図13 SS 41 材の臨界切削速度曲線

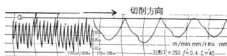


図14 仕上げ面あらし曲線 (その3)

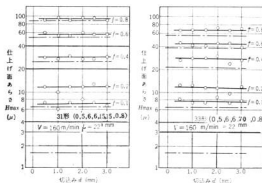


図15 仕上げ面あらしと切込みの関係

(4) 切込みの影響切込み d の変化による切削仕上げ面あらし H_{max} の変化を図15に示す。

本切削実験の切削条件は d の変化による H_{max} の変化はほとんど認められない。これは切込みが切削仕上げ面あらしに対し第一次的要因でないためである。

(5) 送りの影響

理論あらしの計算式が示すように切削仕上げ面あらし H_{max} は送り f 、ノーズ半径 R に大きな影響をうける。

図16に送り f と切削仕上げ面あらし H_{max} の関係を示す。

f の低いとき、 $f=0.15\sim 0.20$ の付近からは著しく理論あらしよりはずれ、旋削仕上げ作業で送りを小さくすることによって旋削仕上げ面あらしを良くすることに限界のあることがわかる。

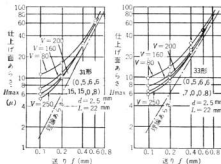


図16 仕上げ面あらしと送りの関係

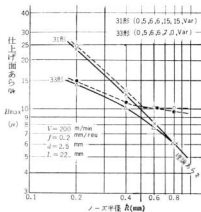


図17 仕上げ面あらしとノーズ半径の関係

(6) ノーズ半径の影響

図17にノーズ半径Rと切削仕上げ面あらさHmaxの関係を示す。

Rを大きくすることにより、Hmaxは漸次よくなるが理論あらさからはしだいはずれる傾向にある。

特に、fを低くしてRを大きくすると、その傾向は著しい。

このことから炭削仕上げ作業における仕上げ面あらさに限界のあることがわかる。

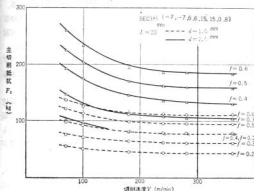


図16 主切削抵抗と切削速度の関係 (SEC工具)

3 スローアウェイチップ (THROW AWAY CHIP) による切削実験

SEC工具 (イゲタロイ, 3形 SEC313, S12R) を使用して31形, 33形工具と同様な切削実験を行う。

(1) 切削抵抗

図18に切削速度Vと送りfおよび主切削抵抗F₁の関係を示す。

正常領域においてはほぼ安定し、切削速度Vの上昇にともなわずかに低下の傾向を示す。また送りf、切込みdの変化に対してはほぼ比例的な変化を示す。

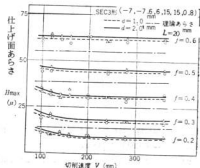


図19 仕上げ面あらさと切削速度の関係 (SEC工具)

(2) 切削仕上げ面あらさ

図19に切削速度Vと送りfおよび切削仕上げ面あらさHmaxの関係を示す。

正常領域内ではHmaxの数値は安定し、バラツキはほとんどみられない。

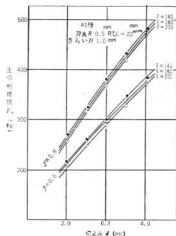


図20 主切削抵抗 (41形工具使用の場合)

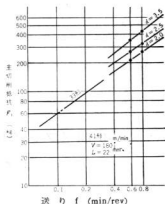


図21 主切削抵抗, 送り, 切込みの関係 (41形工具)

4 41形工具による切削実験

I, 4, (4)に示す41形変形工具により、高送り切削を目的とした切削実験を行う。

(1) 切削抵抗

図20に切削速度Vと送りfと切込みdおよび主切削抵抗F₁の関係を示す。

この結果は図21に示すように先に実験した33形工具の

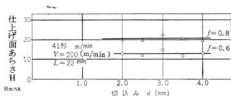


図22 仕上げ面あらさ(41形工具)

延長とはば一致する。

(2) 切削仕上げ面あらさ

図22に切込み d と切削仕上げ面あらさ H_{max} の関係を示す。

仕上げ刃の長さ $1.0mm$ に対して送り f がそれぞれ $f=0.8$, 0.6 と低いので、表面あらさにほとんど同じ値が得らるはずであるが、工具の取付け精度によるのか若干の差が認められた。

IV 結 言

- 1 旋削仕上げ作業の能率化のために、切削抵抗(動力)の減少、切削仕上げ面あらさの向上のため等には正常領域での切削が一般には必要である。
- 2 SS41 材の切削仕上げ加工は臨界速度が高く、これがために高速切削を行なうと共に高速送り切削をすることがよい。
- 3 31形、32形の標準バイト使用による旋削においては切削抵抗を減少させる目的から、送り $f=0.4mm/rev$ 以上の場合は31形が33形に比べてよいが、切削仕上げ面の改善の点からは33形の方がよい。
- 4 単位時間当りの切削量を同じにとる場合には切込み

よりも送りを増大した方が能率的である。

5 ノーズ半径の変化による主切削抵抗の変化はほとんどないが、工具の刃先寿命、ビビリなどの関係から、標準バイトの場合 $R=0.5\sim 0.8$ が適当であろう。

6 工具突出し量の変化 $L=22\sim 40$ により主切削抵抗は $3.0\sim 5.0\%$ 上昇し、切削仕上げ面あらさは $5.0\sim 8.0\%$ 悪化する。

7 旋削仕上げ面あらさは切削条件により相当に改善されるが送りを小さくしての改善には限度があり、特に低速領域では望みがたく、その値は大体 2μ 程度である。

8 工具の刃先形状によっても旋削仕上げ面あらさの改善は求められるが、工具の研削精度の確保が善く理論あらさを基準に 20% 程度のバラツキはまぬがれない。

9 スローアウェイチップを使用しての切削はチップブレーカーも適当に作用し、切削抵抗も低く、送りによる切削仕上げ面あらさの管理も容易である。

10 41形変形工具を使用しての高速送り切削では切削抵抗は31形工具よりも、むしろ33形工具を使用した場合の延長と考えられ、切削仕上げ面あらさも何れの場合よりもはるかに良好であるが、この場合に工具の取付け精度が大きな問題となる。

終りに本研究は機械技術(1965.11)に発表しており、また実験を行なうにあたり色々とお世話になった諸氏に対し厚く感謝します。

文 献

- 1) 竹山、他：精密機械 VOL.31 No.3 (1965) 250
- 2) 竹山、大野、宮坂：旋削仕上げ面あらさに関する資料(機械試験所資料)45 (1964~)

正面フライス切削に関する研究(第1報)

フライス切削動力からみた加工性

片 岡 豊
吉 池 啓 侑
小 川 逸 司

I 緒 言

切削加工技術も年々向上し、工具材種、刃部形状さえ適切ならば、通常の材料では旋削加工にそんなに大きく問題となることはまずない。

むしろ、単位時間当りの生産を向上さし、必要とする精度の向上に全力を上げている。

それが、フライス削りのような断続切削になると依然として問題が多く満足な作業が行なわれている方が少

い。

そうしたフライス削りによる切削加工の中でも、正面フライスによる切削は最も切削効率 (rd/PS/min) がよく、現在では平削盤のプラミク化されているものも少なくない。

フライス切削は連続切削でなく、断続切削であるために、当然剛性の高い工作機械で切削工具も耐衝撃性のある (低目のグレード)、靱性の高いものが要求される。

また、切屑の生成に旋削などとは違った特徴があり、被削性にも興味深いものを含有しているように思われる。

こうしたことから、正面フライス切削の向上のためにどのような切削方法が最も能率よく行なわれるかを調査するために、切削動力よりみた切削試験を行ない問題を検討することにした。

II 実験装置と実験方法

1 工作機械

- (1) フライス盤 豊田工機株式会社

ZIC型

テーブル寸法 1200^{mm}×300^{mm}

主軸端テーブル

アメリカンスタンダードテーブル No. 40

主軸回転数 60~3000r.p.m.

主軸変換数 12種

送り速度 15~600 mm/min

送り速度変換数 9種

主電動機 2.2^{KW} 送信用電動機 0.55^{KW}

- (2) 工具研削盤 株式会社牧野フライス製作所
機械型式 2C

2 計測機器

- (1) 電力記録計 横河電機製作所
KRE-30 0~4^{KW}
- (2) 万能投影機 日本光学株式会社
MODEL 7

3 切削工具

- (1) 工具材種 イグタロイ ST3, ST25E
(P30相当材種) および G1
(16^{mm}×16^{mm}×60^{mm} 右勝手)
- (2) 工具寸法 4吋カッター (刃先の径 100^{mm} 径)
- (4) 刃部形状

- (a) マイスカッターの刃部形状

半径方向すくい角	3°
軸 方向すくい角	0°
正面 切刃角	15°
外周 切刃角	15°
正面 逃げ角	3°

外周 逃げ角	3°
面とり	1.5 ^{mm}

- (b) SECカッターの刃部形状

半径方向すくい角	0°
軸 方向すくい角	0°
正面 切刃角	15°
外周 切刃角	15°
正面 逃げ角	5°
外周 逃げ角	5°
面とり	0.8 ^{mm} R

4 被削材

- (1) JIS・G・3102
機械構造用炭素鋼 S35C, S55C
- (2) JIS・G・3101
一般構造用圧延鋼材 S S41
- (3) JIS・G・5501
普通鋼鉄 FC10

表1 被削材の機械的性質

被 削 材	降伏点 kg/mm ²	引張り強 kg/mm ²	伸び %	絞り %	ブリネ ル硬さ H _B
(a) S35C (標準状態)	33.2	59.1	30.4	50.8	170
(b) S55C ()	41.3	69.6	22.0	37.1	201
(c) S S41	23.5	43.1	33.2	52.6	116
(d) FC10	—	12.7	—	—	142

- (4) 形状

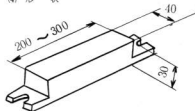


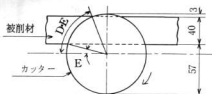
図1 被削材の形状

5 被削材と切削工具との相対的位置

正面フライス切削においては被削材と切削工具との相対的位置が非常に大切であるが、本切削試験においてはその関係は比較的良好な位置に置いてある。

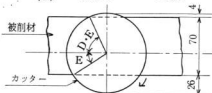
但し、普通鋼鉄においてはもっと広い範囲がとれる。このことは、工具刃先が被削材に入り込むとき刃先ほどの部分から当るかに関係するので、特に工具寿命にはその影響は大きいものがある。

(1) S35C, S341, FC10の場合



エンゲージアングル	-8°08'
ディスエンゲージアングル	70°49'
切削時間比	0.17

(2) S55C の場合



エンゲージアングル	28°41'
ディスエンゲージアングル	66°02'
切削時間比	0.26

図2 被削材とカッターの相対的位置

6 切削条件

- (1) 工具の刃数 1本, 3本, 4本
- (2) 切削速度
37.1m/min, 47.1*, 74.1*, 94.2*, 120.6*, 149.2*
- (3) 一刃当りの送り
0.04~0.50mm/tooth
- (4) 切込み
0.5~3.0mm
- (5) 切削幅
40mm, 70mm
- (6) 無負荷時の動力
切削速度 (m/min) 37.1 47.1 74.1 94.2
120.6 149.2
キロワット (動力) (kW) 0.190 0.225 0.255 0.305
0.340 0.400

7 項目, 符号および単位

工具の直径	D	mm
工具の刃数	Z	本 (tooth)
切削速度	V	m/min

一刃当りの送り	f_r	mm/tooth
切込み	d	mm
切削幅	B	mm
切削主動力	W	Watt
剪断角	ϕ	degree

II 実験結果と考察

切削の際の剪断角 ϕ が最大剪断応力説, 摩擦凝着説, および塑性力学的なものによるかは, 研究者によって統一されていないが切削現象を解明するためには剪断角は重要な要素であり, 一般の二次元切削においては幾何学的な関係から次式で示される。

$$\tan \phi = \frac{\gamma \cos \alpha}{1 - \gamma \sin \alpha} \quad \gamma = \frac{t_1}{t_2} \dots \dots \dots \text{切屑比}$$

$\alpha \dots \dots \dots$ 工具のすくい角

この式に直接三次元切削の実際の値を代入することは正確ではないが, その傾向は理解される。

剪断角 ϕ と切削速度Vとの関係を図3に示す。切削速度の上昇につれて剪断角も次第に上昇している。

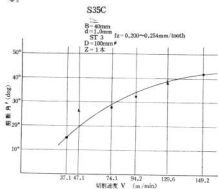


図3 剪断角と切削速度との関係

その結果, 剪断歪, すくい面上の切屑接触長さがそれぞれ減少し, 切削抵抗が次第に減少するので高速切削の利点 (除工具寿命からみた利点) を知る。

なお, 剪断角の測定には切屑の最大厚さを測定し, 切削条件と合わせてプロットしたものである。

切削主動力Wと切削速度Vとの関係を図4に示す。一般の切削作業においてはこの程度の速度範囲が利用されるが, そのときの切削動力増加の割合は切削速度の上昇につれて, また一刃当りの送りを増すことによって少しは減少している。

切削主動力Wと切削速度Vとの関係でS35CとSS41とを比較したものが図5である。

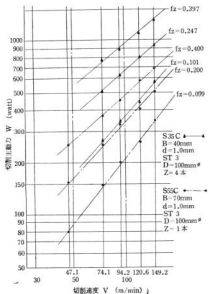


図4 切削主動力と切削速度との関係

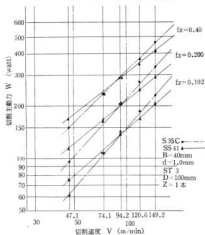


図5 切削主動力と切削速度との関係

切削速度が約90m/minで切削主動力が逆になっているが、このことは二者の材料の硬度、展延性の差から生じたものと思われる。

特に、S 541材はより高速の切削が要望されることがわかる。

加工能率の向上のためにも、加工技術の向上の上からも高速切削、高送り切削の利点の一端を知る。

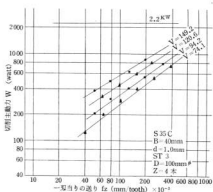


図6 切削主動力と一刃当りの送りとの関係

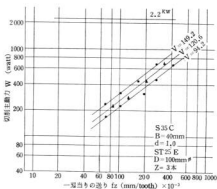


図7 切削主動力と一刃当りの送りとの関係

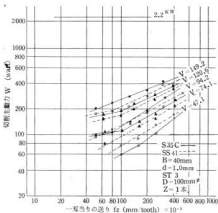


図8 切削主動力と一刃当りの送りとの関係

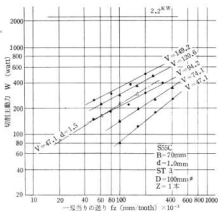


図9 切削主動力と一刃当りの送りとの関係

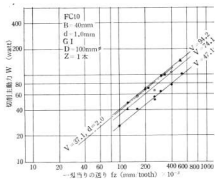


図10 切削主動力と一刃当りの送りとの関係

切削主動力 W と一刃当りの送り f_z との関係を図6～図8に示す。

刃数のみを変えた場合(他の切削条件は同じ、つまり一刃にかかる切削抵抗は同じ)の関係は刃数の増加によって切削主動力は増加している。

このことは、単位時間当りに出る切削量が刃数の増加に比例して多くなるから、一刃にかかる切削抵抗が同じでも切削主動力は増加することを示し、当然といえる。

いま、普通鋼S35Cにおいて刃数の変化により切削主動力がどのように変化するかを調べると次のようになる。

表2 刃数の変化による切削主動力の値

切削条件	刃数(本)	動力(W)	W/本	備考
$V=120.6\text{m/min}$	1	190	190	ミスカッター
$f_x=0.1\text{mm/tooth}$	3	250	83.3	SECカッター
$d=1.0\text{mm}$ のとき	4	450	112.5	ミスカッター
$V=120.6\text{m/min}$	1	270	270	ミスカッター
$f_x=0.2\text{mm/tooth}$	3	430	143.3	SECカッター
$d=1.0\text{mm}$ のとき	4	690	172.5	ミスカッター
$V=120.6\text{m/min}$	1	380	380	ミスカッター
$f_x=0.4\text{mm/tooth}$	3	780	260	SECカッター
$d=1.0\text{mm}$ のとき	4	1200	300	ミスカッター

以上のことから、切削主動力の減少、加工時間の短縮のためには刃数を必要以上に少なくしない方が有利といえる。

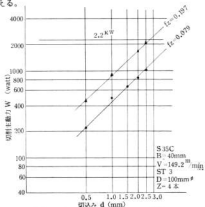


図11 切削主動力と切込みとの関係

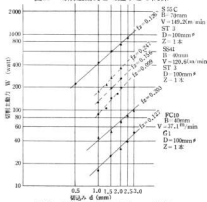


図12 切削主動力と切込みとの関係

一般に切削加工に要する切削動力（切削抵抗）と切削条件の間には指数函数的な関係式が成立することが実証されている。

図6, 8, 9に示す関係と図11, 12に示す関係から、 $W = K \cdot f_x^{n_1} \cdot d^{n_2}$ の指数を求めてみると次のようになる。

表3 n_1 および n_2 の値

被削材	切削条件	n_1	n_2
S35C	V=149.2m/min f _x =0.197mm/tooth d=1.0mm Z=4本	0.617	0.927
S55C	V=149.2m/min f _x =0.126mm/tooth d=1.0mm Z=1本	0.513	0.891
SS41	V=120.6m/min f _x =0.247mm/tooth d=1.0mm Z=1本	0.517	0.995

以上のことから、単位体積当りの切削エネルギーを少なくするためには高速り切削は非常に有効であるといえる。

特に、旋削の場合と比較して一刃当りの送りの指数がかなり小さいから切削能力の許す限り送りを増加して切削することを強調したい。

普通鋼鉄FC10における切削主動力Wと一刃当りの送りf_x、および切削主動力Wと切込みdとの関係を図10および図12に示す。

普通鋼鉄は鋼の切削動力と比較した場合、その値は比較的小さく約60%前後であり問題とならない。（除アルド鋼鉄、耐熱鋼物など）

これは、鋼鉄では切削過程において亀裂型の切屑を生成し、また工具すくい面上の切屑接触長さが小さいこと

も原因するものと推察される。

鋼鉄切削においては一刃当りの指数n₁が約0.800、切込みの指数n₂が約0.870であり鋼の場合と比較して高速り切削がそれほど有効でないことは注目される。

IV 結 言

正面フライスの切削は断続切削であるために旋削と比較して切削効率が劣るので、その対策として次の事項を導入することが必要である。

- 1 切削工具の刃数は余り少なくしない方がよい。
 - 2 高速切削ほどよいが切削速度の上昇により刃先に周期的な衝撃力が作用してチップングを助長する傾向を持っているから注意する必要がある。
 - 適切な切削速度としては臨界切削速度よりやや高目の切削速度がよい。
 - 3 切削動力の点では旋削の場合と同様に切削条件の間には指数函数的関係にあるが、その数値は旋削の場合と相当に異なっている。
- また、単位時間当りの切屑量を増大するためには切込みよりも一刃当りの送りを増すような高速りの切削を導入することが必要である。

4 正面フライスの切削は旋削と比べて切削機構が異なるために、その適切切削条件の領域が少ないので切削速度、一刃当りの送り、切込みおよびエンゲージングなどの兼合いが大切である。

5 正面フライスカッターのグレード材質は靱性の大きいP30相当材種以上のものがよい。

終りに本研究を行なうにあたりお世話になった諸氏に対し厚く感謝します。

文 献

- 1) 益子 : 精密機械 VOL30 No. 1 (1964) 60
- 2) 伊藤, 竹山: 金属材料と加工技術講座 9
金属切削・研削技術と材料および設計 地人書館刊 S39.12(1964) 28~

側フライス切削に関する研究 (第1報)

フライス切削動力におよぼす切削油剤の効果

小 川 逸 司
片 岡 豊
吉 池 啓 佑

I 緒 言

側フライスによる切削は切削加工の特殊な方式であるが、フライス切削で占める比率も相当に大きいにも拘らず、切削機構そのものが複雑であり、それらが関連して作用するので加工部品の管理が難しい。

最近、切削技術が進歩し工作機械も剛性の高い、操作性の容易なものが要求されているがフライス盤は旋盤などと異り、特に、横フライス盤はどうしても切削工具周囲の剛性が低いために自動振動を生じ易い傾向を持っている。

こうした現場のフライス加工において加工の経済性、加工部品の精度の向上の点からも、切削油剤のはたす役割は重要であるといえる。

そこで、切削油剤を用いない、いわゆる乾式切削の場合と比較して切削動力がどのように変化するかを実験的に考察することにした。

II 実験装置と実験方法

1 工作機械

- (1) フライス盤 豊田工機株式会社
Z1C型
主軸用アーバ径 25.4mmφ (1inch)
主電動機 2.2KW 送り用電動機 0.55KW
- (2) 工具研削盤 株式会社牧野フライス製作所
機械型式 2C

2 計測機器

- (1) 電力記録計 横河電機製作所
KRE-30 0~4KW
- (2) 万能投影機 日本光学株式会社
MODEL 7

3 切削工具

- (1) 工具材種 高速度鋼 第2種
- (2) 工具寸法および刃数 75mm×10mm×25.4mm, 18枚
- (3) 刃部形状

- (a) 円周方向すくい角 0°
(b) 円周方向逃げ角 5°
(c) ランド 1.0~1.5mm

4 被削材

JIS・G・3101
一般構造用圧延鋼材 SS41
引張り強さ 48.2kg/cm²
伸 び 37.1%
ブリネル硬さ 117H_B

5 切削油剤

- (1) 2号マシン油 (不溶性)
(2) レントリン油 (水溶性)
(3) ハングスターファー S-500 (水溶性)
(4) 混成油 (不溶性)
(5) 活性硫化油 (不溶性)
(6) 四塩化炭素 (不溶性)

(注) 水溶性切削油の稀釈率は

$$\text{稀釈率} = \frac{\text{水}}{\text{切削油} + \text{水}} \times 100(\%) \text{である。}$$

6 切削条件

- (1) 切削速度
14.1m/min(0.19KW), 22.4m/min(0.20KW),
35.4m/min(0.22KW)
カッポ内は空転時の所要動力を示す。
- (2) 一刃当りの送り
0.006~0.219mm/tooth
- (3) 切込み
0.5~4.0mm
- (4) 切削幅
10.0mm
- (5) 切削方法
上向き削り

7 切削油剤の給油方法

工具逃げ面の方向より一般の流下式(自然滴下)で豊富に注入。 給油量 0.6ℓ/min

8. 切削工具の取付位置

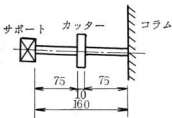


図1 切削工具の取付位置

刃先の最大振れ 外周において0.09mm

II 切削機構

1 項目、符号および単位

工具の直径	D	mm
主轴回転数	n	r.p.m
工具の刃数	Z	枚 (tooth)
切削速度	V	m/min
一刃当りの送り	f_r	mm/tooth
切込み	d	mm
切削主動力	KW	kilo Watt
切削幅	b	mm

2 フライスの刃先の運動

フライスの刃先の運動は切削工具の回転と送り運動との相対的關係から次のようなトロコイド曲線となる。

$$\begin{cases} x = \gamma \cdot \sin \phi \pm \frac{f}{2\pi n} \cdot \phi & \text{(..... 上向き削り)} \\ y = \gamma (1 - \cos \phi) & \text{(..... 下向き削り)} \end{cases}$$

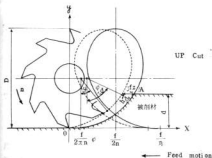


図2 フライス刃先の描くトロコイド曲線

(1) 刃先の切削弧長さ (OA)

切込みdにおける刃先の切削弧長 ℓ_a は

$$\ell_a = \int_0^{\phi_a} \sqrt{(dx)^2 + (dy)^2} d\phi \text{ を計算すれば}$$

よい。

$$\text{その結果は } \ell_a = \frac{2}{D} \cos^{-1} \left(1 - \frac{2d}{D} \right) \pm \frac{f}{\pi n} \sqrt{\frac{d}{D}}$$

よって切削弧長さは上向き削りの方が長くなり、下向き削りの方が有利である。

(2) 最大切削厚さ (h_a)

ベクトル線図を用いて求めると、その結果は

$$h_a = \frac{f \sin \phi}{1 \pm \sqrt{\cos \phi}} \approx f \sin \phi \quad (\because f \ll V)$$

$$= f \sqrt{\frac{2d}{\gamma} - \left(\frac{d}{\gamma}\right)^2} \approx \sqrt{\frac{4}{D}} f z \cdot \sqrt{d}$$

よって最大切削厚さは切込みよりも送りの方が大きく影響することが解る。

(3) フライス削りの主切削力

フライス切削は断続切削であるから切削力が周期的に常に変動し下図のようになる。

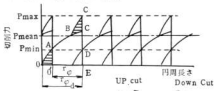


図3 フライス切削力の周期的変動

よって一刃にかかる切削力は

$$P_{\text{mean}} = \frac{\text{Area}(O'ABC'E)}{f \cdot \phi} = \frac{Az}{f \cdot \phi}$$

$$Az = \int_0^{\ell_a} P_T \cdot d \ell$$

単位面積当りの切削力 (比切削力) P_h 、任意の切削厚さ h とすると $P_T = P_h \cdot h$ であるから

$$Az = \int_0^{\ell_a} P_h \cdot h \cdot d \ell$$

この値は切削厚さ h の指数関数となって計算される。フライスの上向き切削のとき最初刃先が被削材に食い込まず表面上をこすりながらある程度アーブを持ち上げるので摩擦力が作用する。

よって刃一に作用する仕事は

$$Lz = b \cdot Az + Fz \quad \begin{matrix} (Az \dots \text{切削生成の仕事}) \\ (Fz \dots \text{摩擦仕事}) \end{matrix}$$

Fz に大きく作用する要素はアーブの偏心、刃先の振れおよびアーブの剛性度などがある。

3 切削油剤の作用

一般に切削油剤は潤滑作用と冷却作用の二つの機能のより高いものが要求される。

まず切削の際に切削油剤が利らかの過程で工具の刃先

と被削材の接触位置まで浸入することが必要である。

それは工具先端が被削材に入り込むとき真空の空洞を作る傾向にあり、その圧力差によって刃先まで浸入するものと推定される。

しかし、刃先に浸入した切削油剤は普通の潤滑作用である流体潤滑でなく、高圧高圧下の異常な境界潤滑として作用しそのため被削材、切削工具および切削油剤との間に化学反応を起し工具と切屑との間に剪断強さの弱い金属皮膜を作り切削における工具すくい面の摩擦係数を小さくしている。

潤滑作用は

- (1) 逃げ面の摩擦を防止する。
- (2) 切屑と工具すくい面との摩擦力を低下させる。
- (3) 切屑の工具接触長さを少なくする。
- (4) (2), (3)の結果、切屑の剪断角は大きくなり、切削動力に対してその効果を発揮する。

冷却作用は

切削によって作用する仕事(剪断仕事, 摩擦仕事)の大部分は熱エネルギーとなる。また著しい塑性変形による内部摩擦熱によって切削温度が上昇するので冷却性能の強いものが必要である。

IV 実験結果と考察

フライス切削は断続切削のため切削動力も変化するのでその平均値として KW_{mean} を計った。

切削主動力 KW と切削速度 V との関係を図4に示す。

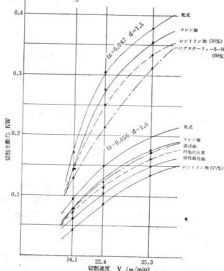


図4 切削主動力と切削速度との関係

何れも切削速度の上昇につれて切削主動力は増すが、その関係は比例的でなく切削主動力は次第に減少し切削性の大きな因子となっている。

次に切削油剤を用いた場合には図5に示すように乾式切削に比較して、何れもその効果は表われているが、切削速度の低いときほどその効果は大きくなっている。

切削速度14.1m/min 送り0.087mm/tooth 切込み1.0mm

乾式	1.000
マシソ油	0.925
混成油	0.895
四塩化炭素	0.837
ハンクススターファー S-500 (90%)	0.831
ハンクススターファー S-500 (90%) + S-500 (10%)	0.811
ハンクススターファー S-500 (1%)	0.768
活性硫化油	0.732
ハンクススターファー S-500 (60%)	0.705
ハンクススターファー S-500 (1%)	0.567

切削速度22.4m/min 送り0.087mm/tooth 切込み1.0mm

乾式	1.000
ハンクススターファー S-500 (90%)	0.915
ハンクススターファー S-500 (90%) + S-500 (10%)	0.910
マシソ油	0.900
混成油	0.890
ハンクススターファー S-500 (50%)	0.840
四塩化炭素	0.830
ハンクススターファー S-500 (40%)	0.790
活性硫化油	0.750
ハンクススターファー S-500 (1%)	0.650

切削速度35.3m/min 送り0.087mm/tooth 切込み1.0mm

乾式	1.000
ハンクススターファー S-500 (90%)	0.960
ハンクススターファー S-500 (90%) + S-500 (10%)	0.950
混成油	0.926
マシソ油	0.879
四塩化炭素	0.879
ハンクススターファー S-500 (50%)	0.876
ハンクススターファー S-500 (40%)	0.865
活性硫化油	0.818
ハンクススターファー S-500 (1%)	0.732

なお、上記の値は KW_{mix}/KW_{dry} の比を示したものである。

図5 各種切削油剤の影響

このことは、切削速度の上昇につれて切削油剤の工具刃先への浸入が困難になり、たとえ到達したとしても激しい切屑の排出運動と共に抱え押し出されようとしているためと推察される。

また、水溶性切削油は当然のことながら反応速度が稀釈率の程度によって変わり、その稀釈率の低いものほど良好となっており、マシソ油は粘度の高いことからその効

研削加工の研究 (第1報)

研削砥石の目直し条件

吉池啓佑
小川逸司
片岡豊

I 緒言

一般に、精密研削では、加工精度を維持するために、しばしばドレッシングを行なう必要から、ドレッシング間寿命が重視されている。

また、仕上面アラタは最も注目される要素であり、触針式、光学式、電気式等の測定器で数値化されている。

緻密の解析によれば、仕上面アラタを決定する最大の因子は、砥粒切れ刃の立体的な配列であるが、これは、砥石を構成する粒度、組織、砥粒の破砕性、ドレッシング条件等により変化するものであり、特に、ドレッシング条件の選定には注意する必要がある。

本報では、ドレッサー送り速度と仕上面アラタの関係について行なった実験結果を報告する。

II 実験方法

直径43mmに研削仕上げされた被削材を、所要の条件でドレッシングした砥石で研削し、そのとき得られたアラタと、研削体積を測定する。

研削条件は一定とし、砥石の切込みは被削材の両端で与えた。

なお、アウトパスは、砥石の切込み二回に対して一回行なった。

ドレッシングは、砥石面の状態をそろえる目的で、切り込み0.02mm、送り速度0.5m/minにて10回ドレッシングを行なった後、所定の条件でドレッシングを行なった。

使用した機材を次に示す。

1. 工作機械
トヨタ RU28-50型万能研削盤
2. 測定器
小坂 SE-3型 表面アラタ測定器
3. 砥石
WA-60-J-5-V
4. ドレッサー

2ct単位ダイヤモンド

被削材の機械的性質を表1に、化学成分を表2に示す。

表1 機械的性質

降伏点	引張強さ	伸び	絞り	硬度
23.5kg/mm ²	43.1kg/mm ²	33.2%	52.6%	116H _B

表2 化学成分

C	Si	Mn	S	P
0.11%	0.28%	0.42%	0.034%	0.014%

III 実験結果

1. 研削体積と仕上面アラタ

研削体積と仕上面アラタの関係を図1に示す。

仕上面アラタは、研削体積と共に変化するが、その変

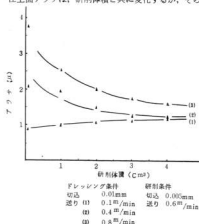


図1 研削体積と仕上面アラタの関係

化の大きさ、傾向はドレッシング条件によって大きくかわる。

ドレッシング条件に比して、研削条件が軽微な場合には、研削体積の増加と共に、アラサは大幅に減少する。

しかし、研削条件が過酷になるにつれてアラサの減少率は小さくなり、ついにはこの関係は逆転して、研削体積の増加と共にアラサも増大するようになる。

2. ドレッサーの送り速度と仕上面アラサ

ドレッサーの送り速度と仕上面アラサの関係を図2に示す。

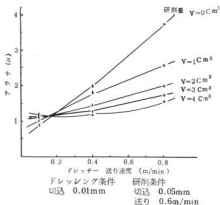


図2 ドレッサー送り速度と仕上面アラサの関係

図中、研削体積0とは、ドレッシング直後の砥石が、被削材に規定寸法だけ切込まれたとき生成されたアラサである。

この図によれば、ドレッサーの送り速度0.18m/minの点を中心として、送り速度の大きい範囲では送りの大きい程（他の条件を一定とすれば、相対的に研削条件は軽微となる）、研削体積の増加と共にアラサの減少する

割合が大きく、これより、ドレッサー送り速度の小さい場合には、逆に、アラサは、研削体積の増加につれて増大して行くことが明らかとなる。

IV 結 言

ドレッシングを小さな送り速度で行なう場合には、砥石表面には、非常に多くの微細切れ刃を持った先端の平たい切れ刃がならぶ。

このため、切れ刃ピッチは小さなものとなり、仕上面アラサも小さくなるが、反面、砥石切れ刃が摩耗した場合に近く、このような砥粒には大きな研削抵抗が働くことが知られている。

従って、微細切れ刃の摩耗と共に、研削条痕のもり上り、ビビリ等を誘発し、仕上面アラサは増大するようになる。

逆に、ドレッシングを大きな送り速度で行なう場合には、砥粒の大破壊、原形砥粒の脱落等が増加し、従ってすどい切れ刃が大きなピッチでならぶ。

このような砥石はよく削れるが、各切れ刃によってつけられる条痕も深く、仕上面アラサも大きい。

また、研削中の切れ刃の欠損、摩耗も多く、このため研削体積の増加につれて仕上面アラサは急速に減少するものと思われる。

これら両者の中間には、砥粒切れ刃のピッチが研削条件に適合した値をとり、砥粒切れ刃の摩耗と共に仕上面アラサも徐々に悪化するが、前出の二者に比較すれば、その大きさも小さく、安定した仕上面アラサの得られる最適ドレッサー送り速度が存在することを知る。

この最適ドレッサー送り速度は、砥石の構成要因、研削条件等を複雑な相関関係を持っていると思われる。

文 献

- 1) 織岡真次郎 山梨大工報 No. 10 (1959) 131
- 2) 牧野秀一(他) 機械試験所々報 15. 1 (1961) 1

軟鋼の機械的性質(その1)

軟鋼の機械的性質におよぼす引張速度ならびに試験片形状

芳 野 光 利
井 川 満
岡 崎 啓

I 緒 言

鋼材の機械的性質を知るためには、それぞれの JIS 規格に従って JIS Z 2201 の規定試験片を作製し、試験

を行なうのであるが、一般に軟鋼などはその試験片を材料試験機で引張った時、その引張速度によって種々な機械的性質がわずかにづつ変化する。JIS 規格にはその引

張速度は別に規定されていないが、近頃のように精密、複雑な設計を要求される時代ともなれば、その関係については、あるていど熟知しておく必要がある。

また使用鋼材がある条件、例えば穴があいていた場合など、その機械的性質はいかに変化するかなどをしらべるための試験を行なった。

Ⅰ 実験方法

1. 試験装置

電子管式R U型万能試験機(東京衝機製容量50トン)

2. 試験片採取要領

長さ約3m、直径22mmφの丸棒鋼より図1のような試験片を7~9本つづつ用意した。材質は軟鋼でもな化学成分は、それぞれの試験要領に示した。

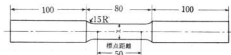


図1 試験片形状

3. 試験要領

(1) 直径の大きさを変えた場合¹⁾

試験片平行部の直径を種々変えて、引張速度その他の条件は一定にした場合の機械的性質をしらべた。試験片形状は図1に示した。平行部直径は表1に、化学成分は次の通りである。

C : 0.04%, Si : 痕跡, Mn : 0.26%, P : 0.015%, S : 0.024%

表1 平行部直径Xの値

番号	1	2	3	4	5
X	10	12.5	15	17.5	20

(2) 時間的变化に対する荷重の割合

試験片を引張って、5分ごとに荷重の変化を、しらべたものである。試験片は図1に同じで平行部直径は18mmφである。その化学成分は次の通りである。

C : 0.16%, Si : 0.21%, Mn : 0.59%, P : 0.015%, S : 0.024%

(3) 引張速度の影響³⁾

一定形状の試験片を引張った時、それが破断する迄の時間を種々変えて、その機械的性質はいかに変化するかをしらべた。その時間は、約5秒から9000秒(引張速度で $120 \times 10^{-3}/\text{sec} \sim 0.33 \times 10^{-3}/\text{sec}$)で試験した。試験片形状は図1に同じで平行部直径は15mmφである。その

化学成分は、次の通りである。

C : 0.15% Si : 0.07%, Mn : 0.53%, P : 0.024%, S : 0.054%

(4) 穴があいている場合

(a) 穴の直径が異なる場合

試験片の中央、平行部に8, 6, 4, 2, 1mmφの穴があいている場合、その機械的性質は、いかに変化するかをしらべた。試験片形状は(a), (b)ともに、1-3の場合と同じで、平行部は特に仕上げを施した。

(b) 同じ直径の穴があえた場合

同じ直径の穴が1~5個あいている場合は、いかに変化するかをしらべた。穴は試験片の中央に平行部に平行に15mmの等間隔にあけた。(写真1の上側参照)

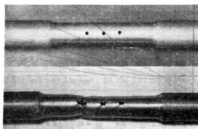


写真1 上は同じ穴が3個の試験片
下は同上を破断した試験片

その化学成分は(a), (b), とともに次の通りである。

C : 0.15%, Si : 0.07%, Mn : 0.53%, P : 0.015%, S : 0.022%

Ⅱ 実験結果と考察

1. 直径の大きさを変えた場合

試験片平行部の大きさが、10, 12.5, 15, 17.5, 20mmφの5本をえらび、他の条件は同一として約 $3 \times 10^{-3}/\text{s}$ での引張速度で引張った時の結果を図2に示す。

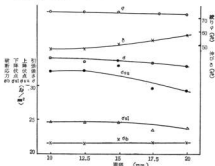


図2 直径の変化に対する機械的性質

直径の大きくなるにしたがい引張強さ (σ), 下降伏点 (σ_{s1}) はわずかつつ低下し, 両者の間隔もは一定を保っている。また上昇伏点 (σ_{su}) も低下するが, その割合は前者に比して大きくなるようである。破断荷重 (σ_b) は直線的となり, ごくわずかに増大の傾向がある。伸び (β) は上昇伏点とは対称的に増大し, 絞り (ϕ) は直線的にわずかに低下している。

2. 時間的变化に対する荷重の割合

試験結果を図3に示す。

降伏開始から終了までは, 破断する迄に要した全時間の3%以内にすぎない。また全時間の始め40%と破断前の10%は急激に変化するが, 中ごろ40%以上~90%の間は極めてゆるやかである。

3. 引張速度の影響

試験片が引張試験開始から破断する迄に要した時間(引速度)を種々変えて, 他の条件は全く同一の条件で, 試験した場合の試験結果を図4に示す。

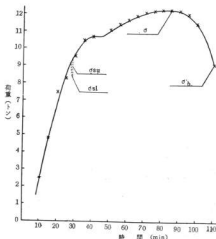


図3 時間的变化に対する荷重割合

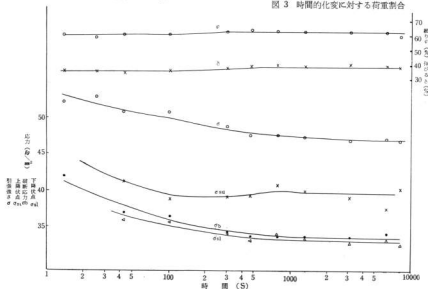


図4 引張速度の変化に対する機械的性質

引張強さ (σ) は所要時間の増加と共に減少を始めるが, 最初の間はその割合が著しいが, 次第に減じ900秒(引速度で 3×10^{-3} /sec)あたりで, ほぼ一定となっている。

破断応力 (σ_b), 下降伏点 (σ_{s1}) は引張強さと同様の傾向をしめしている。前者は 33.6 kg/mm^2 , 後者は 33 kg/

mm^2 の値で, ほぼ一定となっている。

上昇伏点 (σ_{su}) はやや複雑に変化し, 最初は引張強さと同様に变化し, 200秒あたりで 39 kg/mm^2 をしめすが, 再びゆるやかに上昇し, 1500秒あたりから一定値約 39.6 kg/mm^2 をしめしている。

伸び (β) は最初36%位で変化がないが, 100秒あたりか

らゆるやかに上昇し始め、500秒あたりで一定値約39%をしめた。

絞り(φ)も伸びと同様に、最初は僅々61%であるが、100秒あたりから上昇し、500秒付近で一定値約63%をしめた。

4. 穴があいている場合

(1) 穴の直径が異なる場合

穴の直径が異なる場合の結果を図5にしめす。穴が大きくなるにつれ、応力はそれぞれ急激に低下し、反対に伸び(δ)は増加している。

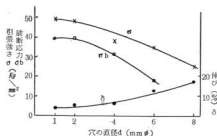


図5 穴の直径の変化に対する機械的性質の変化

この試験は最少断面積の減少とゆう点で、前述の直径の大きさをちいさくした試験(■-1)と同じと考えられるがその結果は図5のように全く相反している。これは、穴による切欠効果の影響が大きいためと思われる。穴のない丸棒鋼の場合、その破断面形状は、写真2の上側のように平凡な形状になるが、この場合写真2の下側のようにきれいな突起模様をしめているのが注目される。

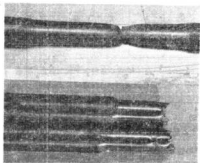


写真2 上は穴のない試験片の破断面形状

下は穴のある場合の試験片の破断面の形状

(2) 同じ直径の穴がふえた場合

試験結果を図6にしめす。破断後の試験片は写真1

の下側にしめた。(■-3-(4)-(b))

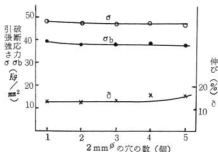


図6 穴数の変化による機械的性質

引張強さ(σ)、降伏点(σ_b)とも一つの場合が大きいが、2~5個の場合は僅々一定値をしめている。穴の数がますます、伸び(δ)はわずかつ上昇しているが、穴の増加ともない、穴と穴の影響や穴自身による伸びの割合の増加のためである。設計などに関して考慮すべき点であろう。

IV 結 言

1. 試験片直径の小さい程、引張強さは高く出る傾向にあるが、設計などの場合には曲げ応力、剛性などの関係もあり安全率は大きくするべきである。
2. 引張速度を変えた場合、極端にはやい場合をのぞき、その機械的性質の値に大差はないが、500秒ぐらいの時間(至速度で 1.7×10^{-3} sec $\sim 2 \times 10^{-3}$ sec)で試験するのが各値が $\pm 5\%$ 安定する。
3. 試験片直径の減少の試験(■-1)と、試験片にあいている穴の増大の試験(■-4-(1))は、最少断面積の減少とゆう点で、同じ傾向をしめすはずであるが、諸値は全く相反している。後者の切欠効果の影響が増大するためである。
4. 試験片平行部に穴があいている場合、それを引張ると材料の結晶構造が、大きな変形抵抗と、極端な、切欠効果によって現出され、その切欠破面(写真2の下側)が、きれいな突起模様となっているのは注目される。
おわりに本試験を行なうにきいし、御協力をいたさきました當場分析ならびに工作室の方々へ厚く感謝致します。

文 献

- 1) 山田:材料試験法(1961) 59
- 2) 河本:材料試験(1965) 37
- 3) 嶋原:機械設計I(1964) 112

研削砥石結合剤のX線回折による溶融状態の研究

一ノ瀬 昭 雄
永 富 精
金 本 正

1 緒 言

従来研削砥石に関する研究発表はきわめて少なく、各製造所独自の技術をもって発展してきたものであるが、最近、研削技術の発達に伴いその用法、精密さ、能率の向上は著しいものがあり研削砥石の基礎的な製造技術の研究改良は不可欠のものとなってきた。即ち砥粒の硬度、韌性、高温度における結合剤の性状の変化、結合剤と砥粒との混合、成形時における組織の状態、結合剤と砥粒間の接着力、結合剤の種類、配合率等の砥石品質におよぼす影響をきわめることが重要となってきた。

本研究は、その一環として結合剤のX線回折による溶融状態およびこれが砥石性状に与える影響について試験、考察を加えたものである。

2 実験方法及び試料

1. 砥石結合剤を加熱処理したもののX線回折

径1.3cm×高さ1.2cm試料を作り、アルミナ板上にのせ電気炉中にて、1250°C、1300°C、1350°Cでそれぞれ焼成し、冷却後粉砕、X線でその溶融状態を調べた。なお試料はいつでも15時間湿式にて細磨し80メッシュの篩を通過したものを使用した。結合剤に使用した原料および割合はつぎのとおりである。

日ノ浦長石65%、天草陶石20%、白川山土10%、蛙目粘土5%。

X線回折の主要記録条件は、東芝製X線回折装置を使用CuK α :1.5418Å (Niフィルター使用)、35kV、15mA、時定数1sec、記録速度1cm/minである。

2. 結合剤の加熱によるX線回折の相対強度の変化

試験方法として一種類の結合剤をエレマ電気炉にて、700、800、900、1000、1100、1200および1300°Cにそれぞれ焼成し粉砕後X線回折で結合剤中に含有されている長石、石英およびセリサイトの溶融状態の変化を調べた。

3. 日ノ浦長石—陶石系結合剤の試験

現在県内の砥石業者においては、日ノ浦長石を砥石結合剤に使用している所が多い。試験方法としては、日ノ

浦長石に天草陶石を各種の割合で加え、ゼーゲル塵を作りその溶融温度を調べた。試料はいつでも80メッシュの篩通過の原料を使用する。割合はつぎのとおりである。

表1 割合

番号	1	2	3	4	5	6	7	8	9
原料名									
日ノ浦長石	90	85	80	75	70	65	60	55	50
天草陶石	10	15	20	25	30	35	40	45	50

上記の割合より長石60%、陶石40%の混合物の溶融温度が最も低く、その割合にならない、井原長石(曹長石)、日ノ浦長石、福島長石を使用して砥石を作り比較試験を行なった。

その割合はつぎのとおりである。

表2 結合剤の割合

結合剤記号	A	B	C
使用原料			
井原長石	60		
日ノ浦長石		60	
福島長石			60
天草陶石	40	40	40

A、B、Cの3種の結合剤を作り、W λ 60の砥粒を使用して砥石を試作した。結合剤はそれぞれ、15%使用する。砥石焼成温度はいつでも1250、1270、1300、1350°Cである。

表3 砥粒と結合剤の割合

結合剤記号	A	B	C
使用原料			
W A # 60	100	100	100
結合剤	15	15	15

結合度試験の供試体は、2.5cm×4.0cmの角柱形に、ま

た引張り試験の供試体は  の形

にそれぞれ100kg/cm²で加圧成形した。乾燥後エレマ電気炉にて焼成を行った。またA, B, C結合剤の溶融状態を調べるため1250, 1270, 1300°Cの各温度で結合剤を焼成し冷却後粉砕してX線回折を行なった。

4. 日ノ浦長石-陶石-蛭目粘土系結合剤の試験

砥石結合剤の焼成範囲を広くするため、日ノ浦長石に陶石と蛭目粘土を使用して試験を行なった。割合はつぎのとおりである。

表4 結合剤の割合

結合剤記号	イ	ロ
使用原料		
日ノ浦長石	60	60
天草陶石	35	40
蛭目粘土	5	5

結合度試験の供

試体は2.5cm×4.0cmの角柱形にまた引張り試験の供試体は  の形にそれぞれ100kg/cm²で加圧成形した

の形にそれぞれ100kg/cm²で加圧成形した

5. 結合剤の最高温度における加熱処理試験

4種の結合剤を作り電気炉にて焼成最高温度(1300°C)に到達後それぞれ0時間, 2時間, 5時間, 5時間, 前記温度に保持し冷却後粉砕してX線回折を行ない, その変化を調べた。また供試体(2.4cm×4.0cm大の角柱形の砥石)を作り最高温度に0時間, 2時間, 5時間保持し焼成後の結合度をそれぞれ調べた。割合はつぎのとおりである。

表6 結合剤の割合

結合剤記号	1	2	3	4
使用原料				
日ノ浦長石	60	—	60	—
三島長石	—	60	—	60
白川山土	30	30	30	30
蛭目粘土	10	10	10	10
マグネサイト	10	5	—	—

表7 砥粒と結合剤の割合

結合剤記号	1	2	3	4
使用原料				
G C # 120	100	100	100	100
結合剤	10	10	10	10

■ 実験結果と考察

1. 日ノ浦長石を主とする生結合剤をX線回折すると図1にてわかるように長石(曹長石), 石英を主とし, 少量のセラサイト, カオランの含有が認められる。1250°Cで焼成すると長石, セラサイト, カオランの各回折線はみとめられずこれらは溶融したものと考えられる。石英のピーク(回折線の山)は焼成温度の上昇とともにその強度が低下し, 1450°Cではその回折線が認められなくなり石英は完全にガラス化することがわかる。このように結合剤は焼成温度の変化によってその溶融状態にも変化をおこすが, 果してどの程度の溶融状態が砥石に最も適しているか否かの判定は困難である。ただ完全にガラス化状態まで焼成することは結合剤に亀裂を生じもろくなるおそれがあるので注意を要する。

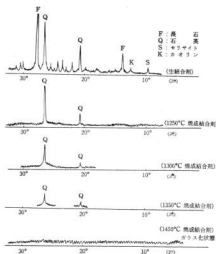


図1 結合剤のX線回折図

2. 結合剤の加熱によるX線回折線の相対強度の変化については, 図1にてわかるように曹長石(Ab)は900°C附近, 正長石は1100°C附近までは回折線が認められるが, これらの温度をこすと, またセラサイトは800°C以上でそれぞれ溶融ガラス化状態となるが, 石英は1300°C附近でもまだ完全にガラス化状態にないことがわかる。

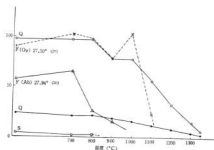


図2 結合剤の回折線の相対強度の変化

表 8 日ノ浦長石の化学組成

SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	CaO	MgO	K ₂ O	Na ₂ O	lg. lose	Total	耐火度	温度
74.27	16.36	0.35	0.33	0.26	0.47	7.08	0.66	99.78	SK 6a	1200°C
68.52	21.23	0.34	0.29	0.24	0.58	7.43	1.47	99.86	SK 7	1230°C

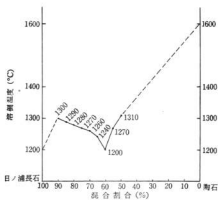


図3 日ノ浦長石-陶石系結合剤のゼーゲル溶剤温度

結合度、引張り試験は結合剤使用の砥石は結合度(図5)ならびに引張り強さ(図6)においても1300°Cをこえた温度で焼成範囲がせまいことがわかった。

4. 図5、図6にてもわかるように日ノ浦長石-陶石系結合剤は1300°Cをこえた温度で焼成すると弱化するが、粘土を使用すれば結合剤の焼成温度範囲を広くし得ることがわかった。(図7、図8)

3. 日ノ浦長石-陶石系結合剤については、日ノ浦長石は主として、長石、石英からなりこれにセリサイトおよび微量のカオリンを含んでおり、X線回折の結果からは長石60%以上石英35~15%セリサイト5%程度である。長石はその殆どが曹長石に近い斜長石で正長石は少なく2%前後である。化学組成はつぎのとおりである。

ゼーゲル溶剤の溶剤温度については、長石60%、陶石40%の混合割合が最も低く、陶石を45%以上使用すると溶剤温度はしだいに高くなる。

またX線回折にて結合剤を分析すると日ノ浦長石使用の結合剤(B)は石英の回折線強度が他の結合剤(A、C)のそれより弱く(図4)ガラス化が進んでいることがわかる。

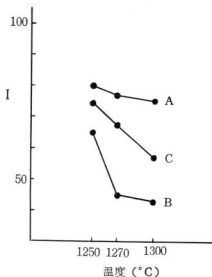


図4 強度変化曲線(石英の最強回折線)

5. 結合剤を加熱処理したものについてX線回折を行なった結果を示す。(図9、図10)

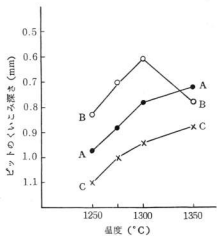


図5 結合度曲線

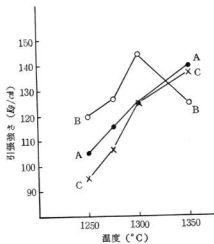


図6 引張り強さ曲線

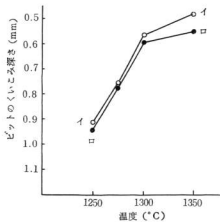


図7 結合度曲線

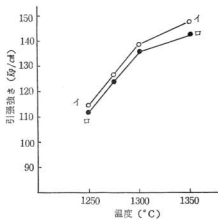


図8 引張り強さ曲線

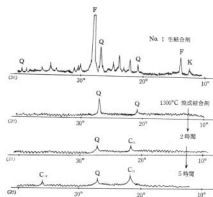


図9 結合剤を加熱処理したもののX線回折図

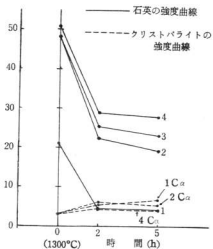


図10 石英最強度回折線の強度変化曲線

No. 1, No. 2, No. 4 結合剤中には α -クリストバライト(Ca)の結晶が現われた(図9, 図10) No. 1 結合剤の石英の回折強度は No. 2, No. 3, No. 4 結合剤にくらべ非常に弱くなっている。焼成時間の引きの

ばし時間については、2時間より5時間と引きのばした方が結合度測定では、No. 1をのぞいて結合度は強く出ている。(図11)

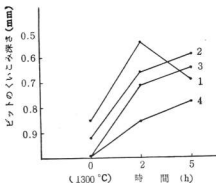


図11 焼成砥石の結合度曲線

IV 結 言

1. 研削砥石結合剤のX線による溶融状態の解明、焼成時の最高温度における保持時間と溶融状態の関係ならびに日ノ浦長石の結合剤原料としての特性について研究を行ってきたが、結合剤の溶融状態は最高温度におけるおろし焼き時間に密接な関連性を有し、焼成条件ならびに時間等の検討が望まれる。
2. 砥石焼成に当っては窯の大小によっても異なるが、総じて長時間焼成が行われており、最高温度に達しても8~15時間ぐらい引きのばして焼成を行なっているのて結合剤は焼成範囲の広いものを使用することが望まれる。
3. 結合剤中に結晶を生成させてよいものか否か解明する必要があるのて今後引き続き研究を進めて行く予定である。
4. 日ノ浦長石については、他の長石に比し石英分を多量(平均25%)に含有しているので、これを結合剤に用いる場合は、その混合割合には十分な検討が必要である。

研削砥石結合剤の熱膨張率変化の研究

一ノ瀬 昭 雄
山 県 康 男
浜 岡 英 男

I 緒 言

研削砥石はこれを使用する場合に、被研削物との間に摩擦熱を生じ一種の熱衝撃をうける事や、また焼成完了した砥石がが内で冷却される際、砥粒と結合剤の間に熱膨張率の差により内部応力を生ずる事は砥石の強度に影響を与えるので砥粒、結合剤間の熱膨張率の差異には十分留意することが重要である。即ち使用する砥粒に対し同じ程度の親和性を持つ結合剤でも、その熱膨張率が砥粒の膨張率に近いものの方が高強度の砥石を作りうると考えられる。この事は陶磁器においても、素地と釉の熱膨張率の差が釉にヒビ割れを誘発する事例に似ている。このように結合剤の熱膨張率の問題は高温焼成にはもちろん低温焼成でも強度を発揮できるように結合剤を調整する際考慮すべき事項であると思われる。本研究では上記の事を考え結合剤に使用する、各々の原料ならびに種々の配合比の結合剤について、熱膨張率の測定を行なった。長石は広島県産の馬島長石を主体として試験を行なった。

馬島長石は豊田郡安浦町馬島にあるベクマタイト鉱床産で、馬島は安浦駅の南東方向、直線距離約5kmの海上(三津口湾入口)にある。この鉱床の主成分鉱物は石英、カリ長石(K_2O 10~11%含有)黒雲母および斜長石である。

II 実験方法と試料

1 (1) 長石ならびに各種原料の熱膨張率

砥石結合剤に使用する主原料である長石、陶石、粘土、カオリン、ロー石、石灰石、マグネサイト、タルク等の熱膨張率を測定した。原料はいずれも15時間湿式にて相磨し80メッシュの篩を通過させ径10mm×長さ30mmの試料を作り測定を行なった。なお熱膨張の測定には島津製示差熱分析装置に付加された熱膨張測定装置を使用した。上記の試料は縦に保持され、上下方向の変位が差動トランスによって検出され自動的に記録される。標準試料として石英管について同一条件検出レンジは±250μで測

定を行ない、熱膨張率算定の基準値を求めた。

(2) 長石-陶石系の熱膨張率

各長石中、熱膨張率の最も小さい馬島長石と熱膨張率の大きい天草陶石との混合を行ないその変化を調べた。

表1 調 合 比

No.	1	2	3	4	5
馬 島 長 石	90	80	70	60	50
天 草 陶 石	10	20	30	40	50

供試体はいずれも15時間湿式にて相磨し80メッシュの篩を通過したものを使用し、径10mm×長さ30mmの試料を作り熱膨張率測定装置にて測定を行なった。

2 (1) 二種原料混合物の熱膨張率

各原料の混合割合によって膨張率も変化する事が予想され、馬島長石に蛙目粘土、タルク、木節粘土、ロー石、朝鮮カオリン、天草陶石の各原料をそれぞれ10%ずつ加えこれら混合物の熱膨張率の測定を行なった。供試体はいずれも15時間湿式にて相磨し80メッシュの篩を通過したものを使用し、径10mm×長さ30mmの試料を作り熱膨張率測定装置にて測定した。割合はつぎのとおりである。

表2 調 合 比

No.	1	2	3	4	5	6
馬 島 長 石	90	90	90	90	90	90
蛙 目 粘 土	10					
タ ル ク		10				
木 節 粘 土			10			
ロ ー 石				10		
朝 鮮 カ オ リ ン					10	
天 草 陶 石						10

(2) 三種原料混合物の熱膨張率

二種の原料混合物の熱膨張率の測定を行なったが三種の原料混合物の熱膨張率を測定し、その変化を調べた。供試体はいづれも、前と同じ方法にて処理した。調合比はつぎのとおりである。

表3 調 合 比

No.	1	2	3	4	5
馬島長石	80	80	80	80	80
ロー石	10				
朝鮮カオリン		10			
天草陶石			10		
タルク				10	
神田カオリン					10
蛙目粘土	10	10	10	10	10

(3) 四種原料混合物の熱膨張率

熱膨張率の大きい天草陶石と熱膨張率の小さい朝鮮カオリンおよび中間の値のロー石の混合率を同一にして、その熱膨張率を比較測定した。供試体は前と同じ方法で処理した。調合比は次のとおりである。

表4 調 合 比

No.	1	2	3
馬島長石	65	65	65
ロー石	25		
朝鮮カオリン		25	
天草陶石			25
タルク	5	5	5
マグネサイト	5	5	5

3 WAおよびG C紙粒の熱膨張率

WA, G C紙粒を粉砕して100メッシュの篩を通させ、アラビヤゴム糊にてかため凝結剤として天草陶石を重量(約0.5%)加え、その膨張率を測定した。

4 三種および四種原料混合物の1300°C焼成体の熱膨張率

今迄生原料調合物を測定してきたが、今度は結合剤を1300°Cにて焼成し、冷却後、ダイヤモンドカッターにて径10mm×長さ30mmに切断しその膨張率を測定した。原料は何れも前と同じ方法にて処理した物を使用した。

表5 三種原料混合物調合比

No.	1	2	3
馬島長石	80	80	80
ロー石	10		
朝鮮カオリン		10	
天草陶石			10
蛙目粘土	10	10	10

表6 四種原料混合物調合比

No.	1	2	3
馬島長石	65	65	65
ロー石	25		
朝鮮カオリン		25	
天草陶石			25
タルク	5	5	5
マグネサイト	5	5	5

5 三種原料混合物の熱膨張率

馬島長石を主体にして熱膨張率の測定を行ってきたが馬島長石より熱膨張率の大きい福島長石ならびに釜戸長石を主原料とした混合物の熱膨張率の測定を行なった。原料は何れも前と同じ方法で処理した。

表7 調 合 比

No.	1	2	3
福島長石	80	80	80
ロー石	10		
朝鮮カオリン		10	
天草陶石			10
蛙目粘土	10	10	10

表8 調 合 比

No.	1	2	3
釜戸長石	80	80	80
ロー石	10		
朝鮮カオリン		10	
天草陶石			10
蛙目粘土	10	10	10

6 砥石の熱膨張率

各原料を混合し熱膨張率の測定を行ってきたが、今度はこれら熱膨張率既知の混合物を結合剤とした砥石を作り、その熱膨張率を測定した。供試体は径10mm×長さ30mmの砥石を100g/cm³に加压成形し、乾燥後熱膨張率測定装置にて膨脹収縮率を測定した。また電気炉にてこれら配合物を焼成し、結合度ならびに引張り試験も行った。使用した結合剤原料は何れも湿式にて15時間相磨し80メッシュ通過物を使用しロー石、朝鮮カオリン、天草陶石をそれぞれ使用して、三種の結合剤を作り比較した。砥粒はGC#120を使用した。のりはグネストリン15%溶液を結合剤量に対し26%使用した。結合度の供試体は2.5cm×4.0cmの角柱形に、また引張り試験の供試体は

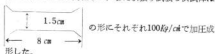


表9 結合剤調合比

結合剤記号	1	2	3
使用原料			
馬島長石	80	80	80
ロー石	10		
朝鮮カオリン		10	
天草陶石			10
蛙目粘土	10	10	10

表10 砥粒と結合剤の調合比

No.	1	2	3
使用原料			
GC #120	100	100	100
結合剤No. 1	10		
結合剤No. 2		10	
結合剤No. 3			10

III 実験結果と考察

1 (1)長石の熱膨張率の測定を行なった結果、それぞれ熱膨張率が違う事がわかった。長石中馬島長石が最も膨脹率は低く、釜戸長石が最も膨脹率は高かった。(図1)各原料の熱膨脹率を図2に示す。

(2)天草陶石単体は950°Cで1.66%の膨脹率を示し、馬島長石は0.88%の膨脹率を示している。馬島長石に天草陶石、10、20、30、40、50%、とその配合率を増すにしたがい膨脹率は高くなっていく。(図3)

2 (1)天草陶石使用混合物NO. 6が最も膨脹率は高く、

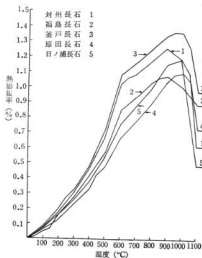


図1 長石の熱膨脹率曲線 (その1)

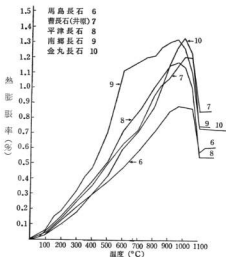


図1 長石の熱膨脹率曲線 (その2)

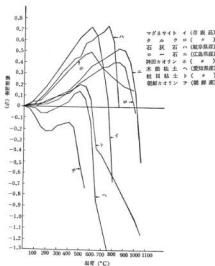


図2 各種原料の熱膨張率曲線

ロー石、タルク、朝鮮カオリン、木節粘土、蛭目粘土の順に膨張率は低くなっている。(図4)

(2) 図4と図5を比較するとわかるように、二原料混合物より図5の(3)を除き三原料混合物の方が膨張率は低く出ている。このように混合原料または混合比によって膨張率は変化していく事がわかった。図5にてNo. 2曲線(朝鮮カオリン10%)はG-C砥粒の膨張率とあまり変わらない。またNo. 3曲線(天草陶石10%)はWA砥粒の膨張率と変わらないが溶融状態が悪い。

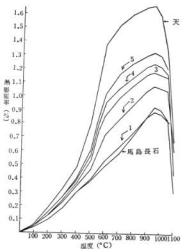


図3 長石-陶石の熱膨張率曲線

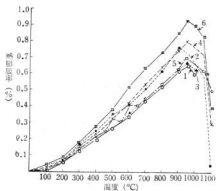


図4 二原料混合物の熱膨張率曲線

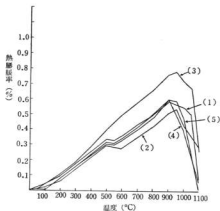


図5 三原料混合物の熱膨張率曲線

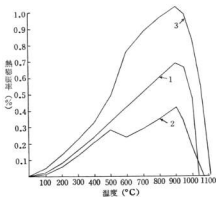


図6 四原料混合物の熱膨張率曲線

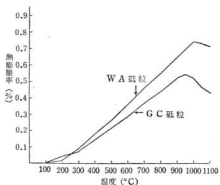


図7 WA, G-C砥粒の熱膨張率曲線

(3) 主原料添加原料を同一条件で混じこれに他の一種の添加原料をそれぞれかえ同一比率で使用する場合熱膨張の大きい天草陶石を使用したものは高い膨張率を示し、膨張率の小さい朝鮮カオリンを使用すると低い膨張率を示す。このように生原料混合物は純じて混合原料個個の熱膨張率に応じた膨張率を示している。(図6)

3 WA, およびG-C砥粒の熱膨張率を測定したが図7の如き曲線をえがく。

4 生結合剤の熱膨張率は使用原料によって区々であるが、図8, 図9にてもわかるように結合剤の組成物はあまり差異がない。

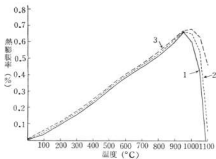


図8 三種原料混合物の1300°C焼成体の熱膨張率曲線

5 馬島長石, 福島長石, 釜戸長石の熱膨張率を比較すれば長石の熱膨張率の大きい釜戸長石(図11)使用混合物が最も膨張率も高く、福島長石, 馬島長石使用の項になっている。このように使用原料の熱膨張率の大小に応じて変化していくことがわかった。

6 G-C砥粒熱膨張率曲線については砥粒と結合剤を混合しその膨張率を測定すると、その膨張率は全般的に生

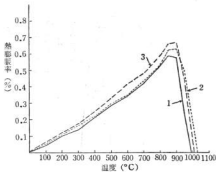


図9 四種原料混合物の1300°C焼成体の熱膨張率曲線

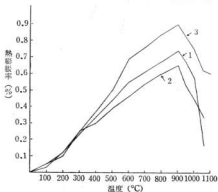


図10 福島長石使用三原料混合物の熱膨張率曲線

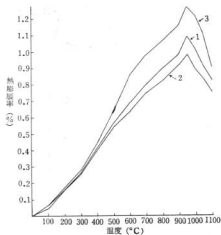


図11 釜戸長石使用三原料混合物の熱膨張率曲線

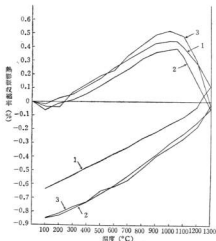


図12 G C 珪石熱膨脹収縮率曲線 (°C)

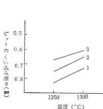


図13 結合度曲線

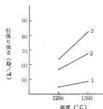


図14 引張り強さ曲線

結合剤に比し低い値を示している故に、珪粒と結合剤を混合する場合には珪粒の膨脹率より幾分大なる結合剤を使用することが、必要ではないかと考察される。また収縮の場合天草陶石、朝鮮カオリン含有物はあまり変化が

なく、ロー石使用結合剤は収縮率は小さい。(図12) 天草陶石、朝鮮カオリン、ロー石の三原料中結合度ならびに引張り試験においては天草陶石結合剤が最も優れ、朝鮮カオリン、ロー石の順になっている。(図13、図14)

IV 結 言

本研究では、1) 結合剤に使用した長石原料、その他各種原料単味ならびに、これら混合物について熱膨脹率を測定した。2) 生結合剤および結合剤焼成体の熱膨脹率を検討した。3) 珪石の熱膨脹率を求め結合剤自体のそれと比較した。4) 珪石の熱膨脹率とその結合度、引張り強さとの関係調べた。上記実験の結果つぎの事がわかった。

- 1) 同一原料または同一混合物にさらに他の原料を添加した場合、混合物の熱膨脹率は添加原料のそれに応じた熱膨脹率を示した。
- 2) 生結合剤の熱膨脹率は配合比を一定にした場合、使用原料の種類によって、かなりの変動を示すが、これら結合剤の 1300°C 焼成物においては余り差異を示さなかった。
- 3) 熱膨脹率既知の結合剤と珪粒を配合した場合、結合剤自体の熱膨脹率より低い値を示した。
- 4) 珪石の熱膨脹率と結合度、引張り強さ等の機械的強度との関係は加熱時における膨脹状態のみでは相関性をつかむことができず、冷却時の収縮状態も併せて考える必要がある。以上の事項から、結合剤と珪粒との熱膨脹率の近似化によって、珪石の強度発現の予想は焼成によりガラス化ないし珪酸化する結合剤が熱的な安定な珪粒のため、その熱膨脹率にも影響を受けるので適正でないことがわかった。今後は結合剤と珪粒との加熱、冷却時における膨脹収縮状態を把握して、これと珪石の機械的強度との関係を改めて検討する予定である。

石油化学副産品化成の研究 (第6報)

粗トリル酸ケーキの精製 (その3)

関 守 雄
東 正 十 郎

I 結 言

P-キレンンよりSD法によりテレフタル酸製造時副生される粗トリル酸ケーキは既報の如く、それを温(熱)水処理することにより50%の固体酸が得られる。

この固体酸中の一塩基酸と二塩基酸のエステル化の難易を利用し、一塩基酸をエステル化する部分エステル化でフタル酸を分離精製する事が考えられる。筆者らはこれら粗トリル酸のエステル化による成分、就中フタル酸

の分離精製に関する実験を行ない若干の結果を得たので次に報告する。

Ⅰ 実験方法

1. 試料の分析

粗トリル酸ケーキはテレフタル酸の製造条件が改善されるに従って筆者らの既報分析組成より異なった物が最近排出されている。また試料により成分のバラツキは大きい。まず筆者らは比較的最近工場より直送された試料について、図1に示す系統に従い、試料中のアルカリ不溶解分(A)、夾雑物(B)、および芳香族カルボン酸(C)の三成分を分離定量した。



図1 試料の分析系統図

2. 精製実験法

(1) 熱水処理精製法

試料を熱水で煮沸後熱時炉過し、熱水不溶解分(D)と炉液からの冷却析出分(E)とに分離した。

その系統図を図2に示す。

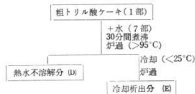


図2 熱水処理精製

(2) 部分エステル化精製

前記熱水処理によって得たD成分を部分エステル化することによりエステル化困難なフタル酸成分を分離した。

その系統図を図3に示す。



図3 部分エステル化系統図

Ⅱ 実験結果と考察

1. 試料の分析結果と考察

試料を図1の処理を行ない分離して結果は表1に示す如く、Aは触媒中のコバルト水酸化物を主としたものでそれを塩酸洗浄した後のBは炭素と珪砂から成り、炭素は空気酸化による原料成分等の炭化によるものである。尚珪砂の存在はケーキが排出された後混入したものと考えられる。これらA・BおよびCの合計が100%から融れたのは炉液2中に水溶性成分が溶解した為で、試料中には相当量の水溶性成分の存在が考えられる。

表1 試料の分析結果

成分	NaOH不溶解分(A)	夾雑物(B)	芳香カルボン酸(C)
%	3.0	0.18	61

2. 熱水処理精製結果と考察

図2の工程による処理で試料を2成分D、Eに分離し表2に示す結果を得た。

表2 熱水処理精製結果

熱水不溶解分 (D)	冷却析出分 (E)
39 (%)	11.5 (%)

D、Eの合計が表1の芳香族カルボン酸(C)より低いのは多量の水にカルボン酸の一部が溶解した為で、炉液よりの冷却析出を除去に行なえば本結果よりEの収率を5%程高める事が出来る。

3. 部分エステル化精製の結果と考察

試料の熱水不溶解分Dを各種アルコールを用い、濃硫酸を触媒として部分エステル化を行ない、エステルとフタル酸に分別した結果を表3に示す。

表3 部分エステル化精製

アルコール Cn	C ₁	C ₂	C ₃	C ₄
反応時間 (hr)	2	2	3	3
フタル酸収率 (%)	73.5	64.0	46.2	25.0

アルコールのC数の増加と共にフタル酸収率が低下した。エステル反応液は未エステルのフタル酸を炉別アルコール洗浄してフタル酸の収率を求めた。またエステル液は石灰で中和後トルエンを用いて抽出した。エステル液中には芳香族溶剤に不溶で、水、アルコールに可溶性物質が存在し特にメチルアルコールの場合その生成量が顕著であった。

C₃以上のアルコールの場合はフタル酸収率がとくに

低減する所からエステル化用アルコールとしてはエチルアルコールが適当と思う。高エチルエステルをトルエン抽出し常圧で250~310°Cの留分を留去した残査はDに対し17%程認められた。これは重康、尾崎等が確認したテレフタル酸中の不純物と推定される。

4. 分離各成分のガスクロマトグラム

前記 NaOH, HCl 処理による芳香族カルボン酸 (C) 熱水不溶解分 (D), 冷却析出分 (E) および部分エステル化によるフタル酸 (F) を夫々メチルエステル化しそのクロロホルム抽出液を、下記条件でガスクロマトグラフにかけた。そのガスクロマトグラムは図4に示す。

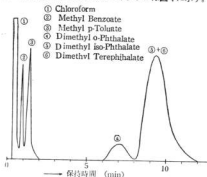


図4 芳香族カルボン酸のガスクロマトグラム

表4 各成分のガスクロマトグラムによる分析結果

Methyl Estr	Benzoic Acid (%)	p-Toluate Acid (%)	o-Phthalic Acid (%)	iso-Phthalic Acid (%)
芳香族カルボン酸 (C)	8.4	14.7	2.2	74.6
熱水不溶解分 (D)	0.9	1.8	0.5	96.7
冷水析出分 (E)	8.6	39.9	3.5	48.1
フタル酸 (F)	0	0	0	100.0

表より明かな如く部分エステル化法に於ける (F) はフタル酸含量100%で、純粋な成分として分離が可能で

ある事が分る。またDのそれも96.7%と純度高く、フタル酸分の簡単な分離法としては熱水処理による不溶解分Dを得る方法が得策であると考えられる。しかしこの場合、混入してくる夾雑分の除去に何らかの処理を行なう必要がある。尚筆者等が本研究に当る当初得た試料は既報の如く、p-トリル酸分50%、フタル酸分10~30%に比し、本試料では、40%以上のフタル酸の存在が認められた。

IV 結 言

テレフタル酸製造は副生するケーキ中の成分分離の為3種の処理法を実験し、そのガスクロマトグラム等から次の結論を得た。

1. 苛性ソーダ溶解物の酸分解による析出物の収率は、61%で、その成分はフタル酸分76.8%、p-トリル酸14.7%、安息香酸8.4%であった。
2. 熱水不溶解分 (収率39%) のフタル酸分は97.2%と高く、フタル酸分の分離に熱水精製が有効である事を認めた。
3. 部分エステル化による分離フタル酸は、イソ苳テレフタル酸からのみなり、そのエステル分は塩化ビニールの可塑剤等として応用が考えられる。
4. エステル化用アルコールの炭素数の増加と共にフタル酸の収率は低下する。エチルエステル化の場合の収率は64%で、エステル化用アルコールとしてはエチルアルコールが適当であろう。
5. 最近の副生ケーキはトリル酸が以前のケーキに比し

少く、フタル酸に富む事を認めた。

終りに当り本実験に協力された今田芳昭、五反田徳興君に感謝すると共に、試料の御志与を得た三井石油化学工業株式会社岩国工場に感謝する。

文 献

- 1) 興工業試験場報告 No. 10. 95 (1965)
- 2) 重康, 尾崎 工化 68, 304 (1965)
- 3) 興工業試験場報告 No. 8 86 (1962)

石油化学副産品化成の研究 (第7報)

石油化学工場廃油の樹脂化

高 崎 宗 利
東 正 十 郎
藤 本 宗 之

I 結 言

ナフサ熱分解によって生ずる重質留分は適当な処理により重合し石油樹脂に化成化されるが、それによって

利用されずに廃出される末重合油や更に種々の製造工程より提出される油分等の混合した廃油に就いて、分留樹脂化等2, 3の利用に関する実験を行なったのでその

結果を次に報告する。

Ⅰ 実験方法及び試料

1 供試料の性状

筆者が入手した石油化学工場廃油は三井石油化学工業和岩工場排出のもので、浮遊物、油分および汚泥の三層よりなる。供試料はその中間層の油分のみを採取したもので黒褐色を呈し、表1に示す性状のかなり強い臭気をもつものである。

表1 供試料の性状

比重	屈折率	引火点	水分	灰分	臭素価*
15/4°C	20/20°C	(°C)	容量(%)	(%)	
0.940	1.512	25~35	0.2	痕跡	26.5 ~27.9

分 留 性 状						
留 出 量(%)	初 留	10	30	50	75	
留出温度(°C)	94	148	187	207	238	244

* ASTM-D-1158-52T

供試料は蒸留時、発泡するため蒸留速度は遅くした。75%までの留分は黄色の不透明な液体で供試料と異った強臭を有している。黄色強臭の点から硫黄分の影響を考えて硫黄分を測定したが、それは20.25%と多い量ではなかった。この留分は放置すると黄色から褐色を経て原料のもつ黒褐色へと変化した。これは放置による空気酸化のためと考えられる。臭素価の低さは不飽和炭化水素の含有量の余り多くないことを示している。

蒸留において25%程度の残油は常圧では留出不能でこのものは表2に示す性状の黒色のアスファルト状物質である。表2に示すように分留残分は軟化点低く供試料同様加熱溶解時において強臭を有し、このままでの実用は困難である。

表2 分留残分の性状

灰 分	軟化点*	石油エーテル 可 溶 分	四塩化炭素 可 溶 分
(%)	(°C)	(%)	(%)
0.019	15	63.4	99.8

* ボール・リング法

蒸留カッティングした留出残分は黒色のアスファルト状物質であるが、石油原油から得た石油樹脂は酸化され易く酸化されて容易にアスファルトに変化すると云う説があるように本実験でも蒸留した留分が変色して行く過程は酸化現象によるアスファルト化と考えられる。

供試料は空気酸化等の影響を受け易く非常に不安定な

もので、同一採取供試料でも放置経過によっては図1に示すように蒸留により留出量、留出温度ともにバツキが認められ放置時間の長いもの程、留出量が低下し分留残分のアスファルト状物質が増加した。

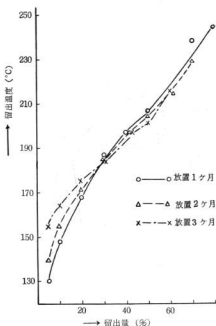


図1 供試料の放置による蒸留変化

供試料の臭素価は約27と低いが供試料の蒸留による各留分について臭素価を測定した結果、表3の如く60%まで留出させたものの臭素価は各留分ともに供試料に対し高く、蒸留カッティングして利用の方が反応度高いものが得られることを認めた。尚60%留出液全体の臭素価は85.5である。

表3 蒸留による各留分の臭素価

留出量(%)	5	10	20	30	40	50	60
臭 素 価	88.2	77.1	84.1	86.1	64.7	106.6	175.3

さらにこの留分を空气中に一昼夜放置した結果は、表4に見られる如く臭素価は放置により低下の傾向にあり全体の臭素価は72.6と15%も低くなった。

表4 一昼夜放置による測定臭素価

留 出 量 (%)	臭 素 価
0~20	62.4
20~40	84.1
40~60	87.8
60以上	147.8

この結果供試料は蒸留カッティングを行なっても放置により酸化等の影響を受けるため、カッティングしたものは直ちに利用した方が反応度は高いと認められる。

60%蒸留カッティングした留分の性状を表5に示す。

表5 カッティング留分の性状

比 重 15/4 °C	屈折率 20/20 °C	引火点 (°C)	粘 度 (30 °C cst)	臭素価	混合アン リン点 (°C)	分子量
0.864	1.496	30~35	1.1	85.5	37.5	140

構造グループ分析**

芳香族炭素 (%)	ナフテン炭素 (%)	パラフィン 炭素 (%)	環構造炭素 (%)
45.1	9.7	45.2	54.8

* ベンゼンによる凝固点降下法

** n-d-M法

グループ分析よりこのカッティング部分はパラフィン系と芳香族系を主体としており、後記の樹脂化には主としてパラフィン系が反応し未重合油は芳香族系と考えられる。

また図2に60%カッティング留分のガスクロマトグラムを示す。

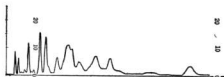


図2 カッティング留分ガスクロマトグラム
レリコロンDC550, 2.25m 177°C, He25.5ml/min,
注入口250°C

本クロマトグラムは感度を下げて測定したので比較的単純に見えるが、いずれにしてもこの留分は多数成分の混合であることが認められる。

以上より供試料は蒸留による留出分を留出残分にカッティング分離し、次の図3の系統により細分しそれぞれの利用化のための2, 3の実験を行なった。

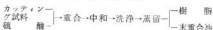


2 実験方法

三口フラスコに脱水した蒸留カッティング試料を入れ攪拌しながら触媒を滴下し反応させる。反応は発熱を伴うので液温を上昇させないように水中において行なった。

樹脂化は次の図4に示す系統によって処理した。

図4 樹脂化系統



硫酸触媒による重合は中和に水酸化ナトリウム水溶液を使用した。中和後エマルジョン化し分離が困難なので石油エーテルにて樹脂および未重合油を抽出したのち、水だけの洗浄では再度エマルジョン化するため、2%塩化ナトリウム、塩化カルシウムの混合溶液が洗浄液としてエマルジョン防止および洗浄効果が有効だったので、以後の洗浄はこの混合溶液を使用した。

洗浄分離した石油エーテル抽出物は石油エーテルを留去後20~50mm Hgの減圧蒸留にて未重合油を留去させ、残留物として赤褐色の粘稠な樹脂あるいは軟化点41~81°Cの固形樹脂を得た。

III 実験結果と考察

1 樹脂化とその物性

蒸留カッティング試料は触媒ならびに反応時間、温度を表6のように変化させ樹脂分の収率、物性およびその影響を実験した。

触媒として主に硫酸を使用した。硫酸量、反応時間の変化は生成樹脂の収率に余り影響せず、むしろ反応温度の低い程収率は高くなった。硫酸触媒の場合、触媒5%、反応時間は短かく反応温度は低い方が有利と示せる

また収率が向上すると樹脂は硬度が低下する傾向が認められた。

表 6 樹脂合成条件および性状

No.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
触媒	H ₂ SO ₄ (94.7%)	〃	〃	〃	〃	〃	〃	AlCl ₃ (無水)	〃	BF ₃ (C ₂ H ₅) ₂ O (47%BF ₃)
触媒量(%)	5	5	5	5	10	10	10	1	5	1
反応時間(h)	5	3	1.5	3	5	1.5	3	3	3	3
反応温度(°C)	20	20	20	30	30	30	20	20	20	30
収率(%)	18.4	27.1	13.7	5.6	13.2	12.8	26.2	11.6	24.9	14.8
回収未重合油(%)	—	40	—	—	—	—	41.3	46.6	46.4	69.6
色相	黒褐色	赤褐色	黒褐色	〃	〃	〃	赤褐色	黒褐色	赤褐色	〃
状態	固形	粘稠	固形	〃	〃	〃	粘稠	固形	粘稠	固形
軟化点(°C)	41	—	48.5	80	62	56	—	67	—	46
分子量	400	340	—	510	—	—	350	430	380	420

塩化アルミニウム触媒は添加量の増加により収率は向上するが、硫酸同様樹脂の硬度は低下の傾向にある。

回収未重合油は再度硫酸、塩化アルミニウム触媒にて反応させるも樹脂状物質は得られなかった。約45%程度の油が未重合油として回収された。

また硫化ホウ素による重合を試みたが触媒の添加量の少ないため樹脂収率は14.8%と低かった。

以上のことより硫酸、塩化アルミニウムを触媒とした場合取得される樹脂は固形、粘稠の状態にして10~30%の範囲の収率しか得られなかった。

得られた樹脂の性状は市販の石油樹脂に類似すると思われるが色相が非常に悪い。これは本来の石油樹脂を製する原料油との相違によるものと考えられる。

2 回収未重合油のホルマリンとの樹脂化

(1) 未重合油の性状

1における樹脂化後減圧蒸留によって回収された未重合油は表7のような性状である。

表7 回収未重合油の性状

比重 15/4°C	屈折率 20/20°C	引火点 (°C)	アンラン点 (°C)	分子量
0.831 ~0.847	1.481	5~65	20~25	150

分 留 性 状

留出量(%)	初留	10	30	50	70	85
留出温度(°C)	178	187	196	220	212	231

未重合油は透明で黄褐色を呈し、その臭気は弱く原料蒸留カッティング留分に比し引火点が高く、このものは

放置による変化は認められなかった。

(2) ホルマリン樹脂化

三プロプラスコに34%ホルマリン88gを入れ氷冷下で内温が上らないように激しく攪拌しながら濃硫酸60gを滴下し、次いで未重合油を60g加えたのち加温し100°Cにて5時間反応させる。反応終了後冷却し、ベンゼンに溶解し分液ロートに移し、これに炭酸ナトリウム水溶液を加えて中和、水にて洗浄後ベンゼンを留去し表8に示す性状の黄色固形のホルマリン樹脂を得た。

表8 ホルマリン樹脂の性状

収率 (%)	軟化点 (°C)	融点 (°C)	分子量
44.9	65	33	460

硫酸触媒による樹脂化後の未重合油のホルマリン樹脂化によって得た本樹脂は根来等の石油樹脂残油ホルマリン樹脂に類似したものと思われる。

(3) 蒸留残油のブロンアスファルト化

原料油の蒸留残油(25~35%/原油)としてアスファルト状物質が得られるが、そのままでは表2の如く軟化点低く刺激臭をもち実用価値に乏しいので50°Cに加熱しながら空気を吹き込みブロンアスファルト化させた。

空気吹き込みは50ℓ/hの流速で4時間行なった。得られたものの物性は表9に示す如く軟化点の改良(15°C→98°C)はなされたが粘度が非常に小さい。これは空気の吹き込み過剰によるものである。また残油のもつ臭気は空気吹き込みによって殆んど無くなった。

表9 空気吹き込み後の性状

針入度 (25°C)	伸度 (25°C)	軟化点 (°C)
3	1	98

IV 結 言

以上の諸実験の結果次の結言を得た。

1 供試原油はナフテ熱分解時の重質残分等であり、その組成は多種成分の混合した複雑なもので、選択的に重合して樹脂化することは困難である。またそのままでは臭素価が小さくて重合度は低いが、蒸留により65~75%を留出させてカuttingせば臭素価を70~80まで上げることができる。しかしそれは非常に不安定なもので蒸留カuttingしたものは直ちに重合した方が反応度は高いことが認められた。

供試原油自体がすでに黒褐色を呈し、更に不安定なものであるため重合によって製される樹脂の色も濃く色相の良いものを得ることは望めなかった。

2 硫酸、塩化アルミニウム触媒による60%留 出の樹脂化は反応温度が低い方が望ましく、その最高収率は30%程度で取得樹脂の硬度(軟化点)が高くなれば 率は低下する傾向が認められた。

3 硫酸触媒等で樹脂化後の未重合油は60%留出原油に対し約45%が回収され、これとホルマリン硫酸触媒で付加重合させると約50%の収率で黄色の固形樹脂が得られた。

4 供試原油の蒸留カuttingによる留出残分は空気吹き込みにより、可成りの硬度をもつブローンアスファルトを作ることが可能である。

終りに臨み本実験に協力された卒論生岡田清治君に謝意を表します。

文 献

- 1) 植田 石油と石油化学
- 2) 金崎, 岡田 アスファルト(日刊工業)
- 3) 根来地 高分子化学 23 (1966) 30

プラスチックによる牡蠣筏用フロートの試作について

東 正 十 郎
大 下 巖

I 緒 言

広島県の特産である牡蠣は主として草津, 五日市, 廿日市, 江田島, 音戸, 倉橋, 安芸津地区を中心に養殖され、凡そ1万3千筏を保有しており、この養殖筏1個には平均25~30個のフロートが必要であり全体では39~45万個のフロートが使用されている。また毎年筏の新設, 波浪等による破損, 流出のため補充は莫大な数にのぼっている。しかしながら現在使用されている牡蠣用フロートは主としてコンクリート, および発泡スチロール製であり共に強度的な欠陥を多く有し、他の材料によるフロートの出現が強く望まれている。筆者等はポリエチレン粉末による回転成型法で牡蠣筏用フロートの試作を行ない種々の試験を行なった。その結果の概要を次に報告する。

II 現用フロートの問題点

現在用いられているコンクリート製, 発泡スチロール製フロートの長, 短所を比較すると,

1. 浮力

コンクリート製フロートは自重が嵩むため所要浮力に対して容積が非常に大きくなり、運搬, 筏への取り付け等に経費を要する。発泡スチロール製フロートは浮力に対して重量は軽いけれどもスチロール発泡体であるため非常に軟らかく、海水合浸, 破損のため浮力低下の原因となり、海没すれば水圧のためばらばらになることがある。

2. 耐用年数

コンクリート製フロートの耐用年数は4~5年、発泡スチロール製フロートでは過去4~5年の試用結果では3~4年と云われているが台風の多い年などでは1年で

破損する例もかなり多い。

3. 形状

現在の筏ではコンクリート製フロートに合わせて筏が組んであるため発泡スチロール製フロートでは性がフロート剛に1本しか掛からないため筏片面積当りの浮力はかえって低下している。(養殖業者は他材料による適当な形状の堅牢安価なフロートができれば、それに合わせて筏を組み変える意向を示している。)

4. 強度および材質

コンクリート製フロートは1~2年の使用によって表面に貝殻や海藻物が多く附着し浮力低下の原因と共に取扱いが困難となる。またコンクリートであるため静荷重に対しては比較的強いが流水等による衝撃には極めて弱い発泡スチロール製フロートの場合、材質が軟かいために圧力に弱く、筏の取付部が折れたり、切れたりする。

また流水、浮遊物等により簡単に欠損する。

以上、現用フロートの長短所をあげたが、これに替るフロートとして材質的には鉄鋼、プラスチック、木材等があげられるが、鉄鋼製フロートについては過去2、3試作されたが、海水による高融の問題が解決されず実用化に至っていない。これに比しプラスチックは耐蝕性、取扱いの上では有利であり、適当な原料の選択および成型法の進歩等から近い将来コンクリート製フロートに取って変わるものではないかと思われる。特に成型法に於ては最近脚光をあげて来た粉末回転成型法を用いれば製造設備、金型、ランニングコスト等に於ては非常に有利ではないかと考えられる。

II フロート成型上の諸検討

1 成型法

熱可塑性樹脂の成型加工には射出成型法、ブロー成型法、真空成型法、または押出機による成型法等種々あるが、社蔵汎用フロートの如き大型中空容器の成型には、独逸サーモボックス社、米國アロン社等によって開発された粉末回転成型法が最善であろう。これは所要量に秤取した粉末樹脂を金型に入れ、金型を公転させ乍ら炉の中に入れ金型内の粉末樹脂が溶融し、回転による遠心力によって金型内面に依り均一に成層するまで回転、加熱成型するものである。加熱後も金型は回転を続け乍ら水冷し、冷却後金型より成品を取り出すものである。

粉末成型法の特徴は、加工中に応力を与えることがないので、製品に残留応力が存在せず、ストレスフリーな製品ができる。従ってストレスクラックを生じ難いので、フロートの如き大型薄肉中空のものでも寿命の長い製品ができる。また射出成型法のように金型の製作費に莫大な費用を要せず薄鉄板の金型で充分で、大容量の偏肉のない一体成型品が一挙に成型できる。

図1は本実験に使用した独逸サーモボックス社タイプの回転成型機である。これには1つの加熱炉(1)、2つの金型の回転機(3)、2つの冷却室(2)、および操作装置からできている。金型の回転機はレール(4)上を走り、加熱炉を中心に交互に入出する。加熱炉の両側に冷却装置があって、冷水で金型を冷却できるようになっている。

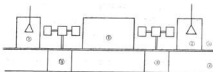


図1 サーモボックス社型回転成型機

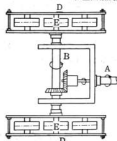


図2 回転機構

回転機構は図2に示す如く、水平軸Aと、垂直軸Bとが同時に回転し、回転速度も変速装置により自由に変えられるようになっている。B軸の両端にはステアDがあり、あらかじめ金型Eを取り付けた円板を固定する。この回転機構が加熱炉内で二軸回転し原料樹脂溶融後水冷、離型して1サイクルを終る。加工条件は使用する粉末プラスチックの性質、特にそのメルトインデックス、および成型品の肉厚によって異なるが、一般に230~350°Cで、5~15分間加熱、回転する。

2. 原料樹脂

粉末回転成型では金型の熱容量の制御は容易で、安定した加工ができ、耐ストレス・クラック性の影響を受けることも少ないので製品の機械的特性に重点をおいて樹脂を選択することが可能である。但し粉末成型は原則として、無加圧の状態(せいぜい回転による遠心力)で行なわれるので、この面から幾分使用原料の溶解特性に制約を受ける。

現在粉末成型に使用されている樹脂は主として高压法のポリエチレンであるがこの樹脂は熔融温度と分解温度との間が広く、熱劣化が少なく、操作が容易である。また高压法のポリエチレンは加熱、冷却に際して結晶成長の影響が少ないので、冷却速度による成型品の機械的強

度に著しい影響を生じない。さらに結晶成長による変型や歪を生ずることがないので成型品の寸法安定性がよい。また、粉末成型に於ては樹脂粉末の粒度および形状も重要な因子である。粒度が大きすぎると操作時間が長くなり、製品劣化の原因となり、ランニングコストの高騰を招く、小さ過ぎると金型内での粉末の流動が悪く、製品に偏肉を起す。また取扱中飛散して作業上困る事になる。樹脂のメルトインデックスも成型に於て製品の物理的性質に影響を及ぼすもので、メルトインデックスが大き過ぎても、小さ過ぎても粉末成型に於ては操作が困難になる。これは粉末を加熱焼結し、表面を美麗にする場合に於てメルトインデックスが大きいことは有利であるが、反面機械的強度が弱いと云う欠点を併せ持ち、メルトインデックスが小さい場合はその反対となる。

高圧ポリエチレンの他に中圧法、低圧法のポリエチレン等も最近よく使われており、漁業用フロート原料として、高圧法、低圧法のポリエチレンを適当にブレンドしたものの報告もある。本実験に使用した原料は高圧ポリエチレン単味のもの、高圧ポリエチレンと低圧ポリエチレンをブレンドしたもの、および高圧ポリエチレンに塵物プラスチックをブレンドしたものゝ3種類である。

3 フロートの形状および強度

牡蠣採用フロートの形状としてはいろいろ考えられるが既製牡蠣採への取付けの容易さから試作の第1段階として、球形および円筒形に原形をおいて外圧強度に対する肉厚を算定した。

形状を円筒状にする場合、直径、肉厚が等しければ長い円筒より、短い円筒の方が坐屈強度が大きいことが解っている。坐屈強度は円筒の長さが長くなるにつれて急激に減少するが、長さがある一定値以上になると、いくら円筒の長さを長くしても坐屈強度が変化しなくなる。即ち長さも坐屈強度が無関係となる。その限界長さは直径の約6倍とされており、既製形状のフロートの場合、長さのなるべく短くないで済んだものが強度的には強いと云う事になる。しかし実際の場合、茂えの組込み操作の上

から直径と長さには自ずと制約を受ける。また外圧容器の胴は軸方向、および円筒方向に圧力を受けるがその大きさに関しては円筒方向の圧縮力が優り、軸方向圧縮力の2倍の大きさを有する。従ってフロートの海水による坐屈は円筒方向のみを考慮すれば充分である。作用する外圧が大きくなり坐屈圧力に達すると、フロートの如き薄肉円筒では円筒側の断面で図3の如き変形を起す。図のnは後述の強度計算式に用いられる円筒側の*つぶれ*の数である。

図4は大型コンクリート製フロートと同じ浮力をもつ中空プラスチック製フロートの形状および重量を試算したものである。

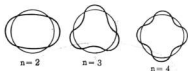


図3 薄肉円筒のつぶれ数

条件

外圧	2 kg/cm ² (内海養殖場の平均深さ20m)
浮力	400 kg
材料	ポリエチレン 抗張力 120 kg/cm ²
		ヤング率 1700 kg/cm ²
		比重 0.928

薄肉円筒の外圧による圧潰圧力の公式を適用

$$P = E \left[\left\{ \frac{\pi^2}{n^4(n^2-1)} \right\} \left(\frac{t}{\ell} \right)^4 + (n^2-1) \left\{ \frac{m^2}{12(m^2-1)} \right\} \left(\frac{t}{\gamma} \right)^2 \right] \frac{t}{\gamma}$$

P: 圧潰圧力 (2 kg/cm²)

E: ヤング率

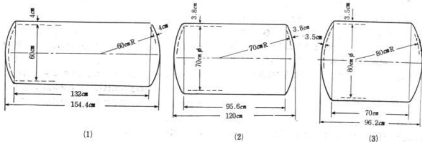
n: 形状による潰れ数

γ : 円筒の内半径 (cm)

ℓ : 円筒の長さ (cm)

m: ボアツォン逆比 ($m = \frac{10}{3}$ とする)

t: 肉厚



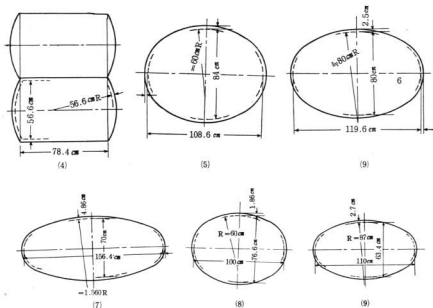


図4 フロートの形状

表1 フロートの重量と肉厚

	肉厚mm	重量kg	
円筒型	(2)	40	115
	(2)	38	102
	(3)	35	92
	(4)	41	118
回転筒円体	(5)	18.7	42.7
	(6)	25	60
	(7)	48.6	121
扁円平楕体	(8)	18.6	49
	(9)	27	78

外圧による坐屈には球が最も強い事は周知の通りであるが、真球の場合現在用いられている筏の取付けが非常に困難であり、安定性も悪く不適当である。河床社製筏の組み方、フロートの組み込み方式が変われば、強度的、経済的にも最も望ましいが現段階では既製フロートの形状の範疇を出ることは困難であろう

IV 試作結果と考察

以上の検討に基づいて社製筏用フロートの成型を行ない各種の試験を行なった。試作したフロートの重量はそれ

ぞれ8, 10, 12, 15kgのものである。

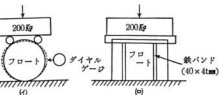


図5 圧縮試験

ぞれ8, 10, 12, 15kgのものである。

1. 圧縮試験

上下圧に対する強度を調べるために図5に示すようにフロート上部に200kgの荷重をかけ、横方向の変形量を測定した。

図5 (イ)の如くフロートに直接荷重をかけたものはフロート底部に応力集中の傾向がみられ、変形が著しく10時間後には荷重がずり落ち、10kgのものは使用不可能であった。しかし変形による亀裂は生じない、このため図5 (ロ)のように鉄製バンドを下部に装置し同様の試験を行なった。表2はそれぞれのフロートの変形量である。これよりみるとバンド装置のフロートは上下圧に対して極めて強く、15kgのものについては殆んど変形

は認められない。

表2 上下圧による変形量

		変形量 (mm)			
		重 量		8kg	10kg
原 料		8kg	10kg	12kg	15kg
鉄バンド 無	高圧法 P・E	使用不能	使用不能	211.7	28.4
	高P・E+低P・E	〃	〃	使用不能	114.7
	高P・E+腐P・E	〃	〃	〃	75.4
鉄バンド 有	高圧法 P・E	10.4	8.2	2.7	0.4
	高P・E+低P・E	25.6	21.0	12.4	0.9
	高P・E+腐P・E	8.6	8.6	7.4	0.5

2. 衝撃試験

フロートの衝撃強度をみるために14mのビルの屋上から落下試験を行なったが、いずれのフロートについても変形、破損はみられなかった。

3. 実用試験

フロート30個を牡蠣筏に組み込んで実用試験を行なった(写真1)、8、10kg等の肉厚の薄いものはつぶれを起し(写真2)、15kgのフロートについても筏の取付け部で変形をおこした(写真3)、しかしこれは取付け寸法を現用コンクリート製フロートと同様にした為で、フロートに取付け金具を装置し、金具と筏を固定すればこの変形は防げるであろう。

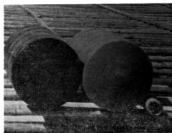


写真1. 筏とフロート



写真2. 10kgのフロート



写真3. 15kgのフロート

4. 沈下試験

重量15kgの高圧法ポリエチレン製および高圧法+低圧法ポリエチレン製のフロートの別部に鉄製バンドを2本装着し、500kgの重錘をつけて海中に沈め耐圧試験を行なった(写真4)、高圧法+低圧法ポリエチレン製フロートは海中5mで変形を始め10mで破損した。(写真5・6)この亀裂は金型分割部に生じ、破損部の溶け込み不良が原因であった。高圧法ポリエチレン製のものは



写真4. 沈下試験



写真5.



写真 6.



写真 7.



写真 8.

5 mで変形は始まるけれども20m沈下後も破壊しなかった。しかしながら変形は甚だしく海中より引上げた後も変形の回復はみられなかった。(写真7)

5. 耐候試験

写真8は12kgの高圧ポリエチレン製フロートの温度による収縮を示すものである(成型時の気温31°C, 収縮時の気温7°C)。このつぶれは12kg以下の肉厚の薄いものにより15kgのものについては内部空気の収縮による変形はみられず、或る程度の肉厚の必要性が認められた。

V 結 言

以上、回転成型法によって試作した杜鰻用フロートについて種々の試験を行ったが結論として次の事が云えるであろう。

1. 回転成型法によるプラスチック製フロートの製作は可能であり、杜鰻用フロートの如き大型中空容器には本法が最適であろう。

2. 原料樹脂としてはポリエチレンが適当であり冬期に於けるフロートの硬化を防ぎ耐衝撃性を増すためには低圧法ポリエチレンと高圧法ポリエチレンをブレンドした方が効果的でありその比は低圧40%、高圧60%であろう。

3. 水圧2kg/cm²に耐え得るには計算上浮力400kgのフロートでは球形にして、40kg以上の樹脂を必要とするが、実用上ある程度の変形を許し、金属製バンドを併用すれば、20kg程度の樹脂量で足りるのではないかと思われる。また初めから海水圧による変形を見込んで浮力を算定するも一つの方法であり、フロートに内圧をかけて耐外圧とするのも一つの策であろう。

4. ポリエチレン製フロートは衝撃には非常に強いが突った竹とか、流木による小傷、スクラッチには極端に弱く杜鰻殻等による損傷も考えなければならぬ。

5. ポリエチレン粉末で中空筒を回転成型により作りその内部にポリウレタン等の自家発泡をせば変形、損傷にも耐えるフロート製作が可能であろう。

木酢液の溶剤抽出に関する研究

東 正 十 郎
清 水 加 津 子

I 結 言

糖製品は保存性を主眼としたものであるが、その特長が賞用されてもいる。

近時、即席糖製ソースの原料として、木酢液から抽出

等の方法で精製濃縮化されたエキスが注目され、鳥根工試、広島県食品工試等で実験が進められている。

筆者らは、溶剤の種類による液-液抽出の収率および影響および抽出エキスのガスクロマトによる成分の

相関
する

1.
中
粉
灰
た。
2.
(1

り消
ブチ
目
2
去、
(2

に入
液抽
し、
クロ
の差

1.

抽

ベ

n-

酢

酢

抽

酸

で、

2.

抽

ベ

n-

酢

相異性について実験を行なったのでその結果を次に報告する。

I 実験方法

1. 試料

中国チップ工業種より恵与の膜皮を主とする廢材から粉炭製造工程中に副生された木酢液にき実験を行なった。

2. 実験方法

(1) 分液ろう斗による抽出

供試木酢液 150 mL (比重 1) を分液ろう斗にとり溶剤 (ベンゼン, n-ヘキサン, 酢酸エチル, 酢酸-n-ブチル) を, 第1回目 50 mL, 第2回目 25 mL, 第3回目 25 mL で抽出を行ない, 抽出溶剤を合して, 溶剤を留去, 赤外乾燥し, 抽出物を秤量, 抽出率を算出した。

(2) 液-液抽出装置による抽出

図1による装置で, 供試木酢液 50 mL を, 抽出装置に入れ, 溶剤 150 mL をフラスコと抽出部分に入れ, 連続抽出 5 時間後, フラスコの溶剤を留去して, 真空乾燥し, 秤量して抽出率を算出した。抽出物について, ガスクロマトグラフ法により, 抽出溶剤による抽出物の成分の差異を検討した。

II 実験結果と考察

1. 分液ろう斗による抽出

表1 分液ろう斗による抽出率, %
(供試木酢液量 150 mL)

抽出溶剤	1回目 50 mL	2回目 25 mL	3回目 25 mL	合計
ベンゼン	0.717	0.165	0.089	0.971
n-ヘキサン	0.479	0.085	0.056	0.620
酢酸エチル	1.647	0.242	0.105	1.994
酢酸-n-ブチル	1.576	0.206	0.044	1.826

抽出率は酢酸エチル, 酢酸-n-ブチルが大きいが, 酢酸エチルは, 酢酸-n-ブチルよりかなり水溶性であるので, 酢酸-n-ブチルの方が効果的である。

2. 液-液抽出装置による抽出

表2 液-液抽出装置による抽出物
(供試木酢液量, 50 mL)

抽出溶剤	抽出率%
ベンゼン	0.766
n-ヘキサン	
酢酸エチル	3.200
酢酸-n-ブチル	1.950

抽出率は酢酸エチルが最も大きく, 続いて酢酸-n-ブチル, ベンゼン, n-ヘキサンの順である。図2, 図3, 図4抽出物のガスクロマトグラムを (抽出溶剤, ベンゼン) 示したが, 抽出溶剤によ

る抽出成分の差異も認められず, 成分の含有率が極くわずかに異なるのを認めたのみである。抽出物の臭いも, 溶剤による差異を余り認めなかった。

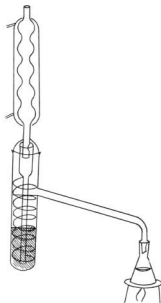


図1 液-液抽出装置

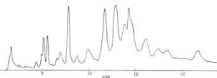


図2 抽出物のガスクロマトグラム
(抽出溶剤, ベンゼン)

IV 結 言

1. 木酢液抽出に於いては、抽出溶剤として、ベンゼン、*n*-ヘキサン、酢酸エチル、酢酸-*n*-ブチルの中では

酢酸エチルが最も抽出率が高い。抽出成分は、これらの溶剤による差はあまり認められなかった。

2. 筆者らは引続き、エステル系抽出溶剤の選択、液-液抽出条件の検討等を行なうべく考えている。

プラスチックの機器による鑑別

高 崎 宗 利、 関 守 雄
東 正 十 郎、 藤 本 宗 之

I 緒 言

戦後石油化学工業が確立されたためプラスチック原料モノマーの製造は革新的に進歩し、既製合成樹脂材料の種類はポリオレフィン、塩化ビニル樹脂、ステロール樹脂のような単一高分子だけで30~40種類に及んでいる。さらに2種以上の成分の共重合やブレンドが行なわれ、その種類は増々多様化してきた。

共重合樹脂の代表であるABS樹脂（アクリルニトリル-ブタジエン-スチレン）はそれぞれの成分A、BおよびSの成分比とグラブトあるいはブロック等重合法の相違等によって、その物理、化学的特性は大きく変化する。

国内のABS樹脂製造メーカーは10社あるが、この各社がグレードの異った約15種類程度のものを製造している故、ABS樹脂のみでその種類は150の数にもなる。

他の樹脂にも数多くのグレードがみられ、それらの鑑別は一般の分析試験手段では仲々困難である。

良い品物、特にユーザーの要求する品物を作るためには先ず数多い樹脂の中から適合するプラスチックを選択しなければならない。

筆者らはガスクロマトグラフとフローテスターの併用による迅速簡便な判別法について、特にABS樹脂を中心に実験を試みた。その結果を次に報告する。

I 実験方法と試料

1 供試料

実験試料は原料メーカーより恵与された各種の樹脂を使用した。

2 実験方法

(1) ガスクロマトグラム

使用機は島津GC-1Cに熱分解装置をアタッチし

たもので、約0.5mgの試料を600および800°Cに於いて熱分解し分解発生ガスの保持時間、ピークの大小を比較した。

ガスクロマトグラフの操作条件を次に示す。

Column	L2.5m, ID3mm
temp	100→200°C
	10°C/min
Packing	Silicon DC550 wt%10
Carrier gas	He
Flow Rate	60ml/min
Detector	TC
Bridge curr.	150mA
Range	3.2mV
Detector temp.	120°C
Injection temp.	150°C
Chart speed	10mm/min

(2) 流動特性

島津高化式フローテスターを使用し、ノズル寸法は1mmφ×1mmのものを用いた。試料約2gを断面積1cm²の予熱部に入れ100gの荷重をかけ毎分6°Cの昇温により充填プラスチックの流出特性を測定した。

II 実験結果と考察

1 熱分解によるガスクロマトグラム

プラスチックは各々が特有の分離保持時間を有することから図1に600°Cで熱分解させた分離保持時間を記載した。

一定温度でプラスチック片を熱分解し、分解成分ガスのガスクロマトグラムを求めるとプラスチックの種類により、それぞれ特有の保持時間が相違する大小のピークの出現がみられる。

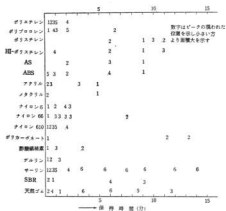


図1 各種プラスチックの600°Cに於ける熱分解保持時間

予め既知のプラスチックの熱分解ガスクロマトグラムを得て厚けば可成り容易に未知試料の種類を明らかにすることができる。

先ず600°Cに於いて熱分解した結果は、表1に示す如くポリオレフィン系のPEとPP、スチロール系のPS、AS、ABS或いはナイロン系の6、66、610等もピーク出現迄の保持時間、ピークの大小の違い等からそれらの種別が短時間の試験によって容易に可能である。

しかし後述する如く同一樹脂のグレード差は不能である。

次に熱分解温度を800°Cにした場合を図2に示す。

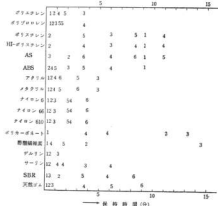


図2 各種プラスチックの800°Cに於ける熱分解保持時間

これを600°Cのそれと比較すると分解生成ガスが可成り異なることが明瞭で、AS、アクリル、ナイロン或いは

はセーリン等に見られる如く生成ガスはより多くなり、ピークの出現数が増加し保持時間が短かくなっている。

分解温度の200°Cアップが分解を苛酷にした影響が認められる。

ナイロンの3種類について、図1と2を比べた場合、前者では6、66、610の差が容易に判別し得るが、後者では殆んど同じこれら3種の區別が不能である。

これらの結果熱分解によるプラスチックの分解温度は各樹脂に関し一般的には600°Cが適当ではないかと考えられる。

2 ABSの熱分解ガスクロマトグラム

実験1において熱分解ガスクロマトグラムが樹脂の鑑別に可成り有効であることを明らかにしたが、ABSの場合等はそのグレードの差までは判定できなかった。

即ち4社の一般成形用と称するABS樹脂について熱分解ガスクロマトグラムを求めたところ図3に示すように各社ABSともに同一保持時間、ピーク数を示し、ガスクロマトグラフによるABS樹脂のグレード判別することは不能であった。

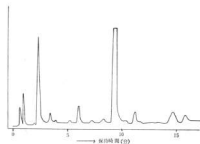


図3 ABS樹脂の熱分解ガスクロマトグラム

また同一メーカーのABS樹脂についてグレード毎の相違はガスクロマトグラムに現われず、図3と同様な結果を得た。

以上のことよりABS樹脂に於いては、構成成分であるアクリロニトリル、ブタジエンおよびスチレンの配合比の変化によるピークの大小の差のみしかみられずグレードを区分することが不可能であった。

熱分解ガスクロマトグラムによってはABS樹脂のグレードの判別ができなかったため、次にフロースターを用いそれらの流動特性の測定を試みた。

3 フロースターによるABS樹脂各種グレード別流動特性

ガスクロマトグラフにて判別できなかった4社のABS樹脂に就いて、同一条件のもとにフロテストを行なっ

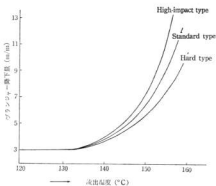


図4 ABS樹脂の昇温法による流れ曲線

た結果を図4に示す。

図4によればABS樹脂のうち一般成形用と称される各社の相違が明らかに認められ、それは135°C 辺からフロー差が現われた。

尚ABS樹脂のグレード別について熱分解ガスクロマトグラフに用いたと同様な同一メーカー品について、フローテストした結果を図5に示す。

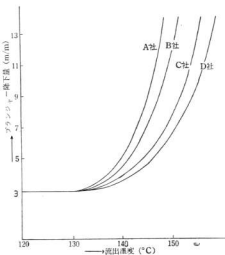


図5 同一メーカーのグレード別ABSの樹脂

ガスクロマトグラフで判別できなかったグレードの相違が140°C 辺りから認められた。

尚800°C に於けるナイロン3種の熱分解ガスクロマトグラムが全く同一で種別の鑑定が不能であったが、それらをフローテストした結果は図6に示す如く、先のABS樹脂に於けると同様230°C 以上の流動カーブが大きく相違することから種別の相違が可能であることが判った。

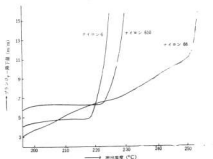


図6 ナイロンの流れ曲線

以上の結果、未知のプラスチックが存在した場合、その先ずガスクロマトグラムによって樹脂を同定し、更にフローテストによりグレードを細分同定することが可能であることを認めた。

IV 結 言

数多い現用プラスチックの機器による迅速簡便な鑑別法を検討実験し次の結論を得た。

- 1 熱分解ガスクロマトグラムからプラスチックの鑑別は成る程度可能であるが同一樹脂のグレードを区分することは出来なかった。
- 2 熱分解温度は600°C が適当であろう。
- 3 ABS樹脂のグレード毎の判定は熱分解ガスクロマトグラムでは不可能であるが、フローテストによって可成り正確に鑑別ができる。ナイロン樹脂に於ても同様であった。

本実験に当りプラスチック材料の恵与を得た原料メーカー、商社に謝意を表します。

文 献

- 1) 高橋 工業材料 No. 4 (1966), 85

化学的公害に関する研究 (第3報)

含油廃水の処理研究 (その一) 冷間圧延廃油の分析と処理予備実験

藤 本 宗 之, 高 崎 宗 利
 関 守 雄, 蔵 本 範 雄
 東 正 十 郎

I 緒 言

最近の冷間圧延油は従来のバーム脂を主体としたものから漸次牛脂を主としそれに極圧添加剤, 防錆剤および界面活性剤等を添加したものが用いられ始めている。

臨海製鉄所の建設が急な為冷間圧延廃油の完全浄化処理の必要性が強く叫ばれている。筆者らはまず牛脂を主成分とした圧延油の使用前後に於ける性状の変化および乳化含油廃水の分析を行なうと共に乳化油の処理に関する予備的な実験を行ない、若干の知見を得たのでその結果を次に報告する。

I 実験方法と試料

1. 供 試 料

興市Y製鋼工場に於て冷間圧延後廃棄処分される前にタンクに貯留されている含油廃水は上層に黒色の厄状スカム, 下層に灰白色の含油懸濁液 (以下懸濁液と略す) の二層より成り、その各々を採取し実験試料とした。

2. 実験方法

(1) スカムおよび懸濁液の分析

(a) J I S K 0102-1964 (工場排水試験方法) に準拠した。

(b) ベンゾール抽出

スカムはベンゾールを溶剤としてコッドレルにて抽出し、ベンゾール可溶分を求めた。

(c) エチルエーテル抽出

懸濁液はエチルエーテルを溶剤として (d) のけん化のためにエチルエーテル可溶分を抽出した。

(d) けん化

スカム部はそのまますアルカリでケン化し懸濁液については (c) にて抽出したエチルエーテル可溶分をスカム同様にけん化したのち可けん物と不けん化物に分けた。

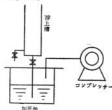
(e) (d) にて得た可けん物100部をフラスコに採りエチルアルコール400部および水酸化カリウム30部を加え還流冷却器を取り付けて3時間煮沸させた。

次にエチルアルコールを半量留去した後酸性になるま

で10%硫酸を加えて脂肪酸を分別した。得た分別脂肪酸にメチルアルコール400部と濃硫酸10部を加えて2時間煮沸し脂肪酸メチルエステルを作った。さらに過剰のメチルアルコールを留去した後エステルをエチルエーテルにて抽出してガスクロマトグラフによりその成分分析を行なった。

(2) 加圧浮上分離実験

懸濁液の浄化分解のために図1に示すような神鋼フレッドラー機試作の簡易加圧浮上分離実験装置により分離を行った。



実験は浮上槽に試料を入れておき、加圧缶には水を入れコンプレッサーで空気を送り4 kg/cm²に加圧して浮上槽に加圧水泡を入れる。

図1 簡易加圧浮上分離実験装置
 濁液の乳化破壊
 懸濁液をフラスコにとり硫酸を添加したのち還流冷却器を取り付けてゆるく煮沸し乳化を破壊した。

II 実験結果と考察

1. スカムおよび懸濁液の分析

スカム部および懸濁液の分析結果を表1, 2に示す。

表1 スカム部の性状

水分	炭分	灰分中の	ベンゾール	可けん物	不けん物
容積 (%)	(%)	Fe (%)	可溶分 (%)	(%)	(%)
13.8	5.8	47.0	78.5	50.9	26.8

表2 懸濁液の性状

PH	蒸発残	灰分	炭分	灰分中の	エチルアルコール抽出		可けん物	不けん物
					抽出率 (%)	抽出率 (%)		
6.8	1.49	0.05	13.9	1.32	0.15	59.5	33.2	

表1の如くスカム部は採取直後13.8%の水分を測定したが、貯蔵中にその水分は下部に移行分離しスカム部含有水分は時間の経過と共に減少の傾向を認めた。

5.8%の灰分は殆んどが鉄分で圧延時に混入したものであろう。またベンゾール可溶分は80%近く、これはスカム部に含まれる油分の量であり、そのうち可けん物は65%を占め常温にて固体で色調は淡褐色であった。そのものの成分はガスクロマトグラフによる分析の結果、圧延使用前の牛脂と同一の保持時間を示すクロマトグラムが得られた。

回収牛脂のクロマトグラムを図2に、また使用前と回収後の牛脂の脂肪酸分析の結果を表3に示す。

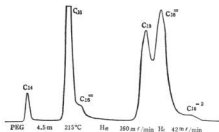


図2 脂肪酸エステルのガスクロマトグラム

表3 ガスクロマトグラムによる脂肪酸分析 (%)

	C ₁₄	C ₁₆	C ₁₆ F ₁	C ₁₈	C ₁₈ F ₁	C ₁₈ F ₂
使用前のもの	3.3	23.0	8.4	14.0	48.4	4.8
回収したもの	3.2	24.5	4.5	16.9	47.6	3.2

このことよりスカム部中の50.9%の牛脂は瞬間温度300°Cに近い圧延工程を経るも分解等の影響が殆んど認められなかった。

以上よりスカム部は精製分離することにより可けん物である牛脂を50%は回収できるものと考えられる。

また牛脂の回収とは別にスカム部を燃料として利用する考えからその発熱量を測定したところ9300cal/gであった。これは燃料としても利用できるのではないかと考える。

懸濁液は表2の如くPH 6.8を示して殆んど中性で1.49%の蒸発残渣を測定した。懸濁液の油分はエーテル可溶分(1.32%)に分る如く、スカム部に比し著しく少ないので懸濁液より牛脂を回収することは経済的に不利と考えられる。またこの懸濁液の油分は直接けん化は行わずエーテルにて抽出したものをけん化し可けん物を得た。可けん物の成分はスカム部の場合と同様

にガスクロマトグラフにより同一のもの認められた。

表1、2の分析結果から既報に於ける廃油の分析結果とかなり成分が相異していることを知った。

2. 懸濁液の乳化破壊実験

(1) 加圧浮上装置による破壊

図1の装置により懸濁液の加圧浮上を試みたが、乳化成分の浮上は見られなかった。

次に某社製の有機系凝集剤を1~5%の範囲に於いて懸濁液に添加して加圧浮上を行なったが成分の分離は認められなかった。さらに無機系の凝集剤として明ばんを選び1~5%添加したが有機系の場合と同様に乳化は破壊されなかった。

本実験に用いた有機系および無機系の凝集剤一種ずつによる加圧浮上実験では懸濁液の乳化を破壊し成分浮上をなすことが不可能であった。冷間圧延に使用する懸濁液乳化が非常に強固なものであると考えられる。

(2) 酸添加による破壊

凝集剤添加加圧浮上法では懸濁液の強固な乳化を破壊するが困難であったので、次に硫酸添加による実験を行なった。

(a) 硫酸の添加量の影響

乳化破壊によるばす硫酸濃度の影響は次の表4のようであった。

表4 硫酸添加量による分解能

No.	1	2	3	4	5
硫酸添加量 (%)	0	0.5	1	5	10
分離油量 (%)	0.083	0.460	0.512	0.436	0.411
濁度	7000	100	70	40	40

表4は硫酸添加後30分間煮沸を行なったもので、その結果硫酸の添加量の増加が分離油量、濁度からみてエマルジョン破壊に効果的であることを認めた。

(b) 硫酸添加後の温度の影響

懸濁液に硫酸を添加しその濃度を10%とし、加熱することなく室温で前述の加圧浮上装置で浮上分離実験を行なったが、乳化の破壊はできなかった。

このことから硫酸による破壊は温度の影響が非常に大きいことが認められた。

(c) 硫酸添加後の加熱時間の影響

表4より1%硫酸添加後の加熱時間による乳化破壊の効果を表5の如く実験した。

以上硫酸添加による懸濁液の乳化破壊は、1%硫酸で20~30分間煮沸するのが破壊条件として最も適当と考えられる。

表5 加熱時間による分解能

加熱時間(分)	0	1	5	10	20
分離油量(%)	0.005	0.405	0.410	0.459	0.419
濁度	16.000	800	600	100	80

IV 結 言

1. 冷間圧延廃油はスカム部と含油懸濁液の二層より成り、スカム部から約50%の半脂成分を回収することが可能であり、圧延工程中にもその脂肪組成の変化は余り認められなかった。
2. 懸濁液は約 1.5%の油分その他を含みその濁度は非常に大きく、油分の約60%は可けん物であった。

3. 有機、無機系の凝集剤添加による加圧浮上処理では乳化的破壊が出来なかった。
4. 硫酸添加(1%)加圧処理は乳化的破壊に可成り効果的であることを認めた。

以上冷間圧延廃油の貯留タンク中のスカム部と懸濁部を分析し、懸濁液の処理に関する予備的な処理実験を行ったが、引続き凝集剤の選択および各種の処理方法に就いて検討を重ねて考える。

終りに当り本実験の試料および装置の志与を得た徳田川製鋼所興工場ならびに神鋼ファウダー様に感謝します。

文 献

- 1) 磯本, 高崎, 東: 本報告 No. 8 (1962) 98
- 2) 松本 防災工業 (水質汚染) No. 6 (1965) 63
- 3) 高橋 Ibis (生物処理) No. 6 (1965) 85

化学的公害に関する研究 (第2報)

イオン交換法によるクロム酸廃液の精製

清水達磨
下勝秋夫

I 緒 言

クロムメッキ廃水処理法の一つにイオン交換法がある。陽イオン交換樹脂、陰イオン交換樹脂の両者とも用いられるがいずれもクロム酸の回収を目的としている。陽イオン交換法は、陽クロム酸およびクロム酸水を強酸性陽イオン交換樹脂層で処理して不純金属イオン(Fe³⁺, Cr³⁺, Cu²⁺等)を除去後、濃縮しクロム酸の再利用を目的としたものである。

本実験では、陽イオン交換法をとりあげ、FeR₃形、CrR₃形となった樹脂の再生、耐クロム酸酸化性等、基礎的な実験を行った。

I 実験方法と試料

1. 実験試料

供試イオン交換樹脂は耐酸性が要求されるので、ポリスチレンージビニルベンゼン系強酸性陽イオン交換樹脂 Dowex50-X12 (以下樹脂という)を用いた。その性能を表1に示す。使用にあたり HCl, NaCl 水溶液で conditioning 後 HR 形とし、N-NaCl, 0.3 N-FeCl₃, 0.3N-CrCl₃ 水溶液でNaR, FeR₃, CrR₃形とし実験に

表1 DOWEX50W の性能 (市販品カタログ参考)

分 類	強酸性陽イオン交換樹脂 R-SO ₃ H
架 橋 度 (Divinylbenzene%)	12
イ オ ン 型 形 状	20~50メッシュ 球 状
市販密度 (lb/ft ³)	Na型 53
水分含有率 (%)	45
容 積 変 化 率 有効 PH 範囲	Na ⁺ →H ⁺ +8% 0~14
全 交 換 容 量 caco ₃ g/L Meg/g 乾 体 Meg/mL 湿 体	Na ⁺ 型 94.96 4.8 1.9
耐 熱 温 度	150°C
溶 媒	不 溶
抗 酸 化 性	熱15% HNO ₃ で緩やかに酸化
抗 還 元 性	良 好

用いた。

使用した薬品類は全て J I S 一級品、水はイオン交換脱塩水である。

2. 実験方法

(1) FeR_3 および CrR_3 形の再生

再生条件を求めるため、 FeR_3 または CrR_3 形樹脂 4.5 ~ 5g をガラス管 (内径 9mmφ) に詰めカラムをつくり、濃度を変えた塩酸、硫酸および両者の混酸 50mL を使い、再生流速 (空間速度; SV で表わす) をかえて Down flow で樹脂を再生し、再生率を比較した。(実験計画表による。)

$$\text{再生率} = (\text{溶出金属イオン} /$$

$$\text{再生前の樹脂中の金属イオン}) \times 100$$

として一般に使われている再生効率とは異なる。 Fe^{3+} 分析は Fe_2O_3 として重量法で、 Cr^{3+} は CrO_3 とした後、ヨウ素法で定量した。

(2) 樹脂の耐クロム酸酸化性

H R 形樹脂 20g を 500mL 三角フラスコにとり 5 ~ 250g/L CrO_3 水溶液 300mL に 40°C で 480 時間浸漬後、水洗して形状変化をみた。

(3) 再生レベルと Fe^{3+} 、 Cr^{3+} の漏出

NaR 形樹脂 100g をガラス管 (18mmφ) に詰めカラムをつくり、HCl で完全再生後、原液 (50g/L CrO_3 、0.1N- $FeCl_3$ 、0.1N- $CrCl_3$) を流し、樹脂を CrR_3 、 FeR_3 混合形としたものを混酸 (4N-HCl 容 + 4N- H_2SO_4 1 容) を再生剤とし種々の再生レベルとした後、原液を処理し一定流出量毎に Cr^{3+} 、 Fe^{3+} を分析し漏出状態をみた。 Fe^{3+} 分析はチオレオン酸塩-チオグリコール酸法で、 Cr^{3+} は $NaCrO_4$ とそれぞれ吸光度法で定量した。

III 実験結果と考察

1. 樹脂の再生

塩酸による再生結果を図 1、図 2 に示す。硫酸による再生は FeR_3 形で約 30% の再生率しか得られなかったので CrR_3 形の SV 10 のみを図 3 に示す。混酸による再生結果を表 2、表 3 に示す。また、 CrR_3 形樹脂 (NaR 形として 100g) を混酸 (2N-HCl, 2N- H_2SO_4) 1 L で再生したときの再生曲線を図 4 に示す。

塩酸のみの場合、4N で FeR_3 、 CrR_3 の両者に対し良い再生率を示すが、再生剤の費用に難点がある。一方硫酸は安価ではあるが、 FeR_3 に対し約 30% と低いので使用できない。これらに対し、表 2、表 3 にみられるように両者を混合して H_2SO_4 2 ~ 4N、HCl の混酸として使用することが有利である。

再生流速は小さいほど再生率が良い。本実験は SV 10 を最低としたが、SV 1 ~ 5 とすればより高い再生率を

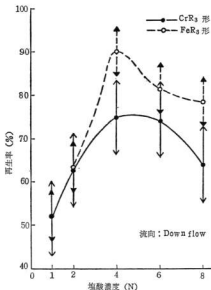


図 1 塩酸濃度と再生率の関係 (信頼度 95% 信頼限界 $CrR_3 \pm 8.9\%$ $FeR_3 \pm 5.6\%$)

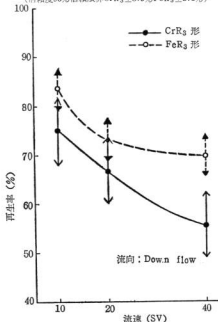


図 2 再生剤流速と再生率の関係 (塩酸) (信頼度 95% 信頼限界 $CrR_3 \pm 6.9\%$ $FeR_3 \pm 4.9\%$)

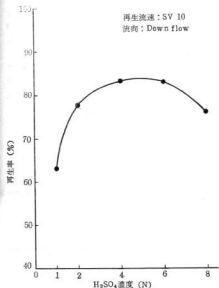
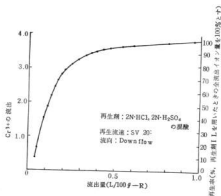


図3 硫酸濃度と再生率の関係

図4 CrR₃形の混酸による再生

期待出来る。また、再生効率は一様にいわれているように完全再生より部分再生の方がよい。これは図4でも明らかである。

2. 耐クロム酸酸化性

樹脂は酸化によって、交換容量の低下、破砕、酸化分解等を来し、使用不能となる。形状変化からみた樹脂の耐酸化性を表4に示す。CrO₃150g/L以上では著しく劣化する。長期的の使用を考えると50g/L以下にして処理することが望ましい。

表2 混酸によるFeR₃の再生(SV10)

H ₂ SO ₄ \ HC 1	N	2N	4N
N	93	94	97
2N	93	95	95
4N	88	92	91

表3 混酸によるCrR₃の再生(SV10)

H ₂ SO ₄ \ HC 1	N	2N	4N
N	64	83	78
2N	75	80	78
4N	85	79	66

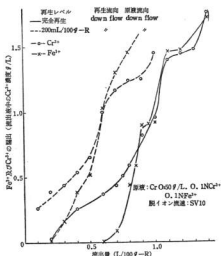
表4 樹脂の耐クロム酸酸化性

40°C	480時間
クロム酸	形状変化
5 g/L	変化なし
10	〃
25	〃
50	〃
100	〃
150	膨潤軟化、一部破砕
200	破砕著しく、膨潤ゲル化している
250	酸化分解し残渣わずか

3. 不純クロム酸水溶液の精製

種々の再生レベルのカラム(NaR形として100g)に原液を流しFe³⁺、Cr³⁺の漏出を調べたものを図5、図6に示す。Cr³⁺はFe³⁺に比べ流出初期の漏出が大きく、流出開始も早い。この原因としては錯陰イオンの形成も考えられる。

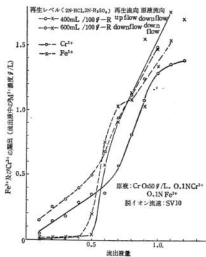
再生レベルが高いほど漏出時期が遅くなるのは当然であるが、経済性を考えた場合、再生レベルを適当に低くした方が効率のよいことは前述した。図6において、再生レベルが400mL、600mLと両者に1.5倍の差があるにもかかわらず400mLの方が良い結果を得たのは、再生流向と原液流向を逆にしたためで、このように、流向を互いに逆にするにより再生レベルを低くしても漏出イオン量を可成り抑制することが出来る。

図5 不純クロム酸(原液)処理量と M^{3+} の漏出(その1)

IV 結 言

以上、実験結果をまとめると、常識的ではあるが、次のことが言える。

1. Cr_2O_3 , Fe_2O_3 形樹脂の再生には、硫酸と塩酸の混酸がよく、その規定度の比は2~4:1である。
2. 再生流速は小さいほどよく、SV10はSV40に比べ再生率は20%良い。SV1~5と小さい値がよい。
3. Cr_2O_3 形樹脂においては、流出イオンを全 Cr^{6+} の80%位にすると再生効率は良い。
4. 再生流向と、原液流向を逆にすれば、再生レベルを

図6 不純クロム酸(原液)処理量と M^{3+} の漏出(その2)

小さくしても、漏出イオンは小さく、再生効率も良い。

5. Cr_2O_3 濃度は樹脂の劣化からみて50g/L以下が望ましい。終りに当り、本実験に終始御協力戴いた幸論生今に勝彦君に感謝致します。

文 献

- 1) 金属表面技術協会編: 表面技術便覧(新版)
- 2) 本田智健著: イオン交換
- 3) 中野一著: 実験計画法演習
- 4) 三菱化成工業株: ダイセキイオン交換樹脂マニュアル(1, 1)

無電解メッキに関する研究(第4報)

プラスチックへのメッキ

下 勝 秋 夫
清 水 達 磨

I 結 言

近年プラスチック産業は急速な進展をみ、それに平行して工業的にかなり有効なプラスチックの金属化の技術も発展しつつある。

プラスチックに金属をメッキすることの目的は、金属のおよばない多くの欠点をもっているプラスチックの性質を改善して、それぞれの特徴を併有する新しい工業材料を生み出すことにある。このメタライジングの方法と

しては多くのものがあるが、メッキ用ABS樹脂の出現によって工業的用途にはその殆んどがメッキによっておこなわれているといっても過言ではない。

プラスチックに対するメッキ技術は現在各方面で研究され、種々の薬品も売り出されている状況にあり、かなり密着性のよいものも得られ産体制も次第に整いつつある。

前報¹⁾においてABS樹脂に対する前処理、化学銅メッキ等の概要報告をおこなったが、さらにこれらについて2, 3の追試を試みたので報告する。

Ⅰ 実験方法

1. 試料

試料としてはグラフト法によって製造されたABS樹脂 (cycolacEp) を使用し、あらかじめサンドペーパー (#320) によって粗化をおこなった。形状は24×20×3mmの板状のもので表面積は約12.2cm²である。

2. 活性化処理

還元剤としての錳イオンを吸着したプラスチック表面に、酸化還元反応によって触媒層を形成させるためパラジウム、白金等の貴金属を含む活性化処理溶液に浸漬してから化学銅メッキをおこなっている。

通常貴金属として汎用されているものはパラジウムであり、筆者らもこれについて前報¹⁾で検討を加えたが、小西は銅を使用して密着良好の銅メッキをえている。

よって表1にみられる塩酸酸性のパラジウムとアンモニアアルカリ性の硝酸銀の基本液について、貴金属塩度をかえて銅析出量を測定した。この際樹脂ならびにエツチング、センシタ化はそれぞれエンプレートシステム (ジャパンメタルフィニッシング社) によっておこない、銅メッキは表2のA液によって15分 (20°C) のメッキをおこなった。

活性化処理はそれぞれ室温で1分間浸漬をおこなったものである。

表1 アクチベーション基本液

浴 組 成	
塩化パラジウム (PdCl ₂ ·2H ₂ O)	1.0g/ℓ
塩 酸 (HCl)	35cc/ℓ
硝 酸 銀 (AgNO ₃)	1.5g/ℓ
アンモニア水 (NH ₄ OH)	白沈の消失するまで

3. 化学銅メッキ

供試化学銅メッキ液の組成を表2に示し、処理は常温で15分浸漬したものを標準とした。実験は化学銅メッキ液の濃度差と析出量、PH、安定性について検討をした。

表2 化学銅メッキ液組成

種類	CuSO ₄	KNaC ₄ H ₄ O ₆	Na ₂ CO ₃	NaOH	HCHO ^(2%)	
A	a	60g/ℓ			70cc/ℓ	
	b	200g/ℓ	12g/ℓ	27g/ℓ		
B	a	30g/ℓ	135g/ℓ	30g/ℓ	35g/ℓ	
	b					aの1/2容
C	a	125g/ℓ	225g/ℓ		45g/ℓ	
	b					aの1/2容

Ⅱ 実験結果と考察

1. 活性化処理

プラスチックに化学メッキをおこなうためには、メッキを反応進行させるキタライザーが表面に吸着されなければならない。すなわちこのように感応性を賦与するために通常銅、白金、チタンの塩化物が使用されているが、本報では塩化第一錳を主体としたものを用い、さらにアクチベーションはセンシタ化の効果をより高めるために貴金属塩水溶液中に浸漬して活性化をする工程である。

いま塩化パラジウム、硝酸銀の両貴金属塩度をかえて活性化処理をした場合の銅析出量を図1に示し、また表2のB, C再組成のものについてメッキ時間をかえた場合の銅析出量をみたものを図2に示す。

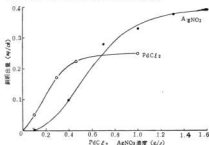


図1 アクチベーション金属塩濃度と銅析出量

図1より、低濃度域においては塩化パラジウム溶液の方が析出速度は速く、逆に高濃度では硝酸銀の方が速くなっている。図2では30分までは銅析出量に顕著な差は認められないが、60分以上となれば塩化パラジウム溶液によるものよりも硝酸銀法の方が析出速度は大となり、メッキ液もホルマリン量の多い組成のものが析出量は大きくなっている。

硝酸銀法による活性化は、齊藤も述べているように安価で有効な触媒となりうるが、これは筆者らの拍い実験

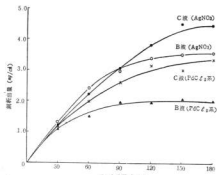


図2 アクチベーター組成と銅析出量

結果からみるとたしかに硝酸銀により活性化をしたものは銅析出速度の向上を示すが、液の安定性ならびに銅密着性に関しては塩化パラジウムよりも劣るようであり、さらにアンモニア水添加量のわずかな過多、過少によって効果に差が認められ、工業化に際しては多少の懸念をともなうものと考えられる。

2 化学銅メッキ

ブラスチックにメッキをする方法としては、活性化処理後に銅、ニッケル、銀を化学的に析出させる方法がとられているが、銀は高価であり、ニッケルも高温処理を必要とするため通常安価で室温操作のできる化学銅メッキが採用されている。

ブラスチックへのメッキが工業化される以前の化学銅メッキ液は、かなり濃厚なフェーリング液であり極めて安定度に乏しく寿命の短いものであったが、近年液組成も研究改良され、これらの点についても相当改善されてきた。

化学銅メッキの液組成については前報¹⁾において7種類のものについて検討をしたので、本実験では特定の液組成のものについてそのアルカリ成分の影響を追試的に検討した。基本液組成は次の通りで、硫酸銅を固定因子とし苛性ソーダ、炭酸ソーダ、ロブシユル塩の添加量を変化させたときの状況をみたものである。

CuSO ₄	30 g/l
NaOH	35 g/l
Na ₂ CO ₃	20 g/l
KNaC ₄ H ₄ O ₆	135 g/l

(1) 液組成と銅析出量

化学銅メッキ液の主成分である銅塩を一定量として、これに添加させている苛性ソーダ、炭酸ソーダ、ロブシユル塩をそれぞれ変化させた場合の銅析出量をみたものが図3である。

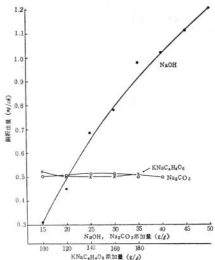


図3 液組成と銅析出量

図より炭酸ソーダおよびロブシユル塩の濃度増大は銅析出量に直接影響はないが、高PH値における銅錯イオンの安定化に相当寄与しているものと考えられ、図のように苛性ソーダ添加量の増加による銅析出速度の上昇が顕著にみられる。

(2) 液組成とPH、分解速度

図3にみられるように苛性ソーダ添加量の増大によって銅析出速度を早めることができたが、これをPHについてみたものが図4で、さらに液の寿命に関して測定した結果が図5である。

前報において、PH値をあまり大きくすることは合理的でないことが判明し最適PH値として12~12.5という数値をえたが、図4にみられるようにPH値変動に直接

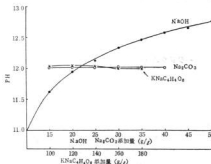


図4 液組成とPH

関与するアルカリとしての苛性ソーダ量の管理に配慮する必要がある。すなわち図5のように25g/ℓ以上の添加量では分解時間は殆んど一定(20~30分)であるが、これ以下の場合には急激な変化がみられた。

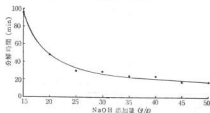


図5 苛性ソーダ量と分解速度

IV 結 言

以上プラスチックへのメッキに関する試験においてえられた結果を要約すると次の通りである。

1. 活性化処理に硝酸銀溶液を使用することは、1.0g/ℓ以上の濃度の場合に有効であるが、メッキ液の寿命は短命になるからいがある。

2. 化学銅メッキ液中の炭酸ソーダ、ロツシエル塩の濃度が銅析出速度と寿命にあたる影響は僅少で、浴管理の主力は苛性ソーダ量にある。
3. 化学銅メッキ液中の苛性ソーダが銅析出速度と寿命にあたる影響には相反するものがあるが、メッキ性状よりみてPH値を12.0~12.5の範囲にとどめる量とすることが望ましい。

終りにあたり、金属の用途分解に迫りつつあるプラスチック製品の開発と技術の進歩によって、必然的にプラスチックの金属化ということが要望されているが、メッキ用ABS樹脂もグレードと熱処理条件等によって性状に大きな差がみられる現状にあるため、さらにこれらの点についても検討をしていく所存である。

なお本実験を進めるにあたり、終始熱心に協力された卒業生柳原有宏君に感謝の意を表します。

文 献

- 1) 下勝、清水：本報告No.10 (1965) 64
- 2) 小西：金属表面技術Vol16, No. 3 (1965) 110
- 3) 斉藤：金属表面技術Vol16, No.12 (1965) 546

化成処理に関する研究 (第1報)

アルミニウムの硬質陽極酸化

下 勝 秋 夫
清 水 達 磨

I 結 言

アルミニウムは非常に軽く、しかも機械的にも強い金属であるため、新しい金属材料として近年著しい発展をとりあげている。したがってこれに対する新しい表面処理の要求も増してきており、その一つに硬質陽極酸化法がある。

硬質陽極酸化皮膜とは、特に高硬度、耐摩耗性を目的としておこなわれる比較的厚い皮膜を総称しており、硬質陽極酸化法と一般の陽極酸化法との主要相違点は、前者は低温、高電流密度を用いることにある。

電解液としては硫酸が最も一般的であるが、伊藤らの報告によると、シュウ酸、マロン酸等のジカルボン酸を硫酸浴に添加することによって良好結果をえている。

電解条件が硬質陽極皮膜の生成にあたる影響と、ジ

カルボン酸の添加効果について若干の実験を試みたのでその結果について報告する。

II 実験方法

1. 試 料

試料としてはA2P1-1/2H (旧ALCOA52S)の板材を使用し、耐摩耗性試験以外は50×50×3mmの形状のものを、アプレッショントラストには95×95×3mmのものをを用いた。

試料調整のための前処理は、次の二法によっておこなった。

- a. 5%苛性ソーダ(70℃)に5分間浸漬し、ついで硝酸または硫酸でこれを中和し、十分流水洗浄してから陽極酸化をおこなう。
- b. 試料を#400, #600の水性サンドペーパーでみが

き、これをバフ研摩して陽極酸化をおこなう。

この2種類の前処理条件は、電解液選択のための膜厚、カタナの試験にはaのものを使用し、電解液を選択して電流密度一定でおこなった一連の試験と耐摩耗性の試験にbを使用した。

2. 実験装置

電源は300V、20Vの2種類のセレン整流器と冷凍機によって所定温度の±1°Cまで調整して試験をおこなった(カタナは手動)。陰極は試料と対向させて鉛板1枚を設置し、電源に付属している電圧調整用自動抵抗器により電流密度を一定とした。

膜厚測定はゲーミトロンによって5ヶ所測定しその平

均値をもって膜厚とし、カタナ測定はマイクロピッカースカナ計(荷重50~300g)により試料の中央部で測定した。また耐摩耗性はターバー式摩耗試験機(摩耗輪CS-17, 荷重1000g)で、70R. P. M. 5000回転における摩耗減少厚さ1μ当りの摩耗輪回転数であらわした。

3. 電解条件

電解条件は表1に示すような定電流電解をおこなった。ジカルボン酸はあらかじめそれぞれ1, 3, 5%添加して実験をしたが、添加量による有意差は認められなかったので、1%添加をした混合電解液について試験をした。

表1 電 解 条 件

電解液組成 (wt%)	電 解 条 件	電 解 温 度 (°C)	電 流 密 度 (A/dm ²)	電 解 時 間 (min)
1. H ₂ SO ₄ 15%単独		5, 10, 15, 20	1, 2, 3, 4, 5	30
2. H ₂ SO ₄ 15% + (CO ₂ H) ₂ 1%		5, 10, 15, 20	1, 2, 3, 4, 5	30
3. H ₂ SO ₄ 15% + HC ₂ (CO ₂ H) ₂ 1%		5, 10, 15, 20	1, 2, 3, 4, 5	30
4. H ₂ SO ₄ 15% + C ₂ H ₂ (CO ₂ H) ₂ 1%		5, 10, 15, 20	1, 2, 3, 4, 5	30
5. H ₂ SO ₄ 15% + C ₂ H ₄ (CO ₂ H) ₂ 1%		5, 10, 15, 20	1, 2, 3, 4, 5	30
6. H ₂ SO ₄ 15% + (CH ₂) ₄ (CO ₂ H) ₂ 1%		5, 10, 15, 20	1, 2, 3, 4, 5	30
7. H ₂ SO ₄ 15% + C ₃ H ₅ (OH) ₃ 1%		5, 10, 15, 20	1, 2, 3, 4, 5	30

表2 耐摩耗性試験と電解時間の影響をみるための電解条件

電解液組成 (wt%)	電 解 条 件	電 解 温 度 (°C)	電 流 密 度 (A/dm ²)	電 解 時 間 (min)	備 考
1. H ₂ SO ₄ 15%単独		5, 10, 15, 20	3	30	耐
2. H ₂ SO ₄ 15% + (CO ₂ H) ₂ 1%		5, 10, 15, 20	3	30	摩
3. H ₂ SO ₄ 15% + CH ₂ (CO ₂ H) ₂ 1%		5, 10, 15, 20	3	30	耗
4. H ₂ SO ₄ 15% + C ₂ H ₂ (CO ₂ H) ₂ 1%		5, 10, 15, 20	3	30	性
5. H ₂ SO ₄ 15% + C ₂ H ₄ (CO ₂ H) ₂ 1%		5, 10, 15, 20	3	30	
6. H ₂ SO ₄ 15% + (CH ₂) ₄ (CO ₂ H) ₂ 1%		5, 10, 15, 20	3	30	
7. H ₂ SO ₄ 15% + C ₃ H ₅ (OH) ₃ 1%		5, 10, 15, 20	3	30	
1. H ₂ SO ₄ 15% + CH ₂ (CO ₂ H) ₂ 1%		5, 10, 15, 20	4	20, 40, 60, 80, 100, 120	時間変化

III 実験結果と考察

1. 膜 厚

硫酸単独浴の膜厚を図1に、各種ジカルボン酸添加浴の膜厚(電流密度3A/dm²)を図2に示す。さらにマロン酸添加浴による場合の電解時間-膜厚の関係(電流密度4A/dm²)を図3に示す。

図1より、電流密度が高いほど膜厚は大となり、1A

/dm²の場合には10μ以下の膜厚である。このことは他のジカルボン酸添加浴においても同様の現象となった。さらに電解液温度については低温となるほど膜厚増大の傾向がみられたが、電流密度の影響ほどは顕著ではなかった。

図2では、15°C以上の高温の場合には比較的膜厚の差は僅少であるが、10°C以下の低温となると皮膜生成

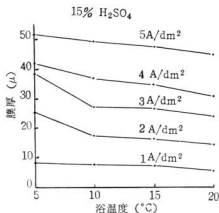


図1 硫酸添加浴の浴温度と膜厚 (1~5A/dm²)

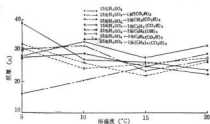


図2 ジカルボン酸添加浴の浴温度と膜厚 (3 A/dm²)

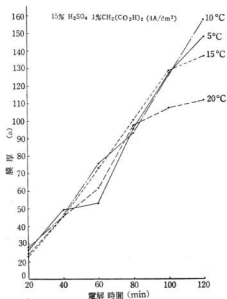


図3 マロン酸添加浴の電解時間と膜厚 (4 A/dm²)

速度にかなりの差を生じた。すなわち硫酸単浴およびマレイン酸、コハク酸添加浴の膜厚よりもシュウ酸添加浴は相当薄いものとなった。

また図3から、陽極酸化が電解反応であることよりフッダゲの法則によって生成皮膜量は電流量に比例し、電解時間が增大するにしたがって膜厚も大となっている。しかしこのことは Coating Ratio (C・R) が高温の場内には小となり、低温では次第に大となることと同様に膜厚の増加現象は 15°Cでは120分、20°Cでは100分から次第に低下の傾向がみられる。すなわち電解温度の高い場合には皮膜の溶解反応が顕著となり、一定値の膜厚となるとそれ以上は増加しないものと推察される。

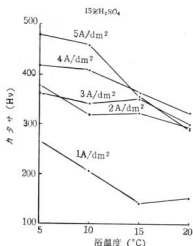


図4 硫酸単浴の浴温度とカタナ (1~5A/dm²)

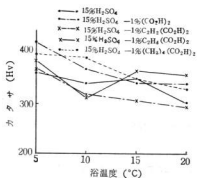


図5 ジカルボン酸添加浴の浴温度とカタナ (3 A/dm²)

2. カタサ

硫酸単浴のカタサを図4に、各種ジカルボン酸添加浴の膜厚(電流密度 3 A/dm^2)を図5に示す。さらにマロン酸添加浴による場合の電解時間-カタサの関係(電流密度 4 A/dm^2)を図6に示す。

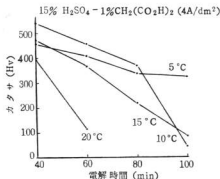


図6 マロン酸添加浴の電解時間とカタサ (4 A/dm^2)

図4から、膜厚と同様に高電流密度となるほどカタサの増加がみられ、さらに低温となるにしたがって高硬度なものとなっている。この電解温度の影響は、図1においてみられた膜厚との関係以上に顕著なものがみられ、 5 A/dm^2 では 5°C のカタサは 20°C のそれの1.5倍の値となっている。さらに 1 A/dm^2 の場合、 10°C 以下の低温では $\text{Hv} = 200$ 以上となっているが、 15°C 以上の高温のときは $\text{Hv} = 150$ 程度となっている。このことはジカルボン酸添加浴の場合にはさらに顕著となり、 $\text{Hv} = 100$ 前後の値となった。

また電流密度を高くすれば当然発生熱量も大となるため、電解温度が高い場合には電流密度が大であるほど皮膜の侵食溶解が多くなって軟らかいものとなると考えられるが、このことが図4の 15°C 以上の場合 (2 A/dm^2 以上)にはほとんど同一カタサとなったことから実証される。

図5では各種ジカルボン酸添加浴の間に顕著なカタサの差は認められないが、低温の場合に比較的シュウ酸、アロピン酸に良好結果がみられた。

図6は電解時間とカタサの関係を示したものであるが、電解時間が增大するにしたがってカタサの低下をまたした。このことは高温となるほど顕著であるが、長時間電解となるほど皮膜溶解量が大となるためである。電流密度が低いほど電解時間の増加とともに $\text{C} \cdot \text{R}$ は減少し、高くなると逆の現象を示すと石禾らは述べているが、電解時間が大となるにしたがって極度のカタサの低

下をきたさないためには、 5°C 以下の低温で少なくとも数 A/dm^2 以上の電流密度ではないかと思料される。

3. 耐摩耗性

各種ジカルボン酸添加浴の電解温度と耐摩耗性の関係をみたものが図7で、各浴とも電解温度が高いほど耐摩耗性は低下している。皮膜の耐摩耗性は当然そのカタサに比例するものと考えられ、高硬度、高耐摩耗性皮膜をうるためには低温電解と高電流密度が最大条件となるようである。

この耐摩耗性は、R. Kliemannによると表層になるにしたがって低下するようであるが、筆者らの実験でも摩耗試験開始直後の初期摩耗は大で、素地に近づくにしたがって摩耗輪の摩耗が大となり粗摩耗性は増大していった。

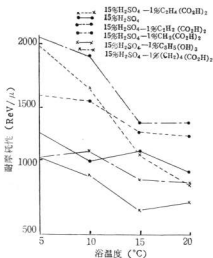


図7 ジカルボン酸添加浴の浴温度と耐摩耗性

IV 結 言

以上の結果を要約するとつぎのとおりである。

1. 陽極酸化法によって硬質皮膜をうるためには低温、高電流密度が必須の電解条件となる。
2. 電解温度が低い場合には、電解時間が長くなるほど膜厚は大となるが、高温ではある一定値以上は厚くはならない。
3. 電解時間が長くなるほどカタサは低下する (4 A/dm^2)。したがって皮膜はなるべく短時間に生成させる必要があり、そのためには可能なかぎり低温、高電流密度にして電解すべきである。

さらに皮膜の耐摩耗性はカタナと比例関係にあり、高硬度をみたす条件は耐摩耗性をも向上させる。

4. ジカルボン酸の添加は、低温の場合においてカタナ向上のために有効である。

終りにあたり、本実験をおこなうために終始熱心に協力をされた幸論生平方泰祐君に感謝します。

文 献

- 1) 伊藤, 津田: 金属表面技術 Vol.17, No.2 (1966) 41
- 2) 金属表面技術協会編: 金属表面技術便覧 709
- 3) 石木, 古市, 高村: 理研報告 36 (1960) 685
- 4) R. Kliemann: Metal Progress 7 (1965) 63

熱処理工場の特殊性と経営*

加 場 正 義

鉄鋼生産の拡大や自動車工業を始め機械工業の伸張にともなって熱処理加工の受注が大きく伸び、また材料に対する苛酷な要求が品質の面で熱処理の重要性をたかめたことで熱処理技術の発展をきたした。国内のサービスマスター熱処理業者は他の機械加工業にくらべて一般に工場の数や規模が小さく、典型的な多種少量生産であることが特徴である。機械の精密化と耐久化から熱処理工業は非常に重要な位置にありながら設備の改善や経営の合理化がやや遅れているように思われる。

これに対して通産省と日本金属熱処理工業会によって中小企業近代化促進法にもとづく金属熱処理業の近代化基本計画が決められた。各工場の特殊性や形態を再検討し、第2期躍進への準備をしなければならぬ。それには熱処理の本質的な問題、品質、原価、生産性などについて今一歩前進し、よりよき経営計画による近代化産業としたいものである。

熱処理はその性質上設備の良否が製品におよぼす影響が大きい。一方作業方法ならびに作業員による技能の影響も大きい。すなわち熱処理生産においては人間、設備、材料の要素が熱処理品の品質を左右するもっとも重要な因子である。これらの調和のとれた組織と最小限度の設備と労働で安定のある生産によって市場、経営の拡大を計らねばならない。

I 熱処理作業の内容

熱処理の目的は熱処理品に対して耐力の向上や耐摩耗性の付与などであり、その作業内容は加熱と冷却の操作および機械熱処理、それにかたさや硬化深度の測定作業、きず、寸法、組織の検査などがある。これらの熱処理作業のすべての操作を始め管理業務が細かい注意を要することや、作業内容が変化に富んでいる。これらの作業は

熱処理品に要求される標準品質を満足するために設備に成じた加熱と冷却速度の組合せを適切に選ぶことであろう。加熱および冷却速度とその装置、熱処理法の関連を整理したのが表1である。加熱と冷却の組合せは加熱機、加熱炉、冷却装置によって限定される。高周波、火焔、電解焼入れの冷却は水冷にかざられた部分の加熱は中間的または連続的加熱であるが、大きな鍛造型など段階加熱することがある。焼入温度からの冷却の選択によって熱処理品に与える組織や機械的性質が決ってくる。冷却は連続冷却と段階冷却にわかれ、焼なまし、焼ならしは炉冷、空冷による連続冷却が原則で、場合によって強制空冷することがある。常温まで連続冷却するか段階焼入れするか、あるいは等温冷却するかは要求品質、加工費単価、設備と応じて決められる。人為的に冷却速度を制御するのが段階焼入れであり、作業員の経験と技術が品質を左右する。等温冷却は必要な温度範囲のみを必要な速度で、段階焼入れをより正確、忠実にこなす方法である。これには恒温槽の大きさ、冷却媒体装置などの設備が影響し、また鋼の変態点の算出あるいはS曲線の解読や温度管理が問題となる。このように各工場に応じた加熱と冷却技術、標準品質や適正加工費など多くの要因を勘案して計画され、これらに関する作業は複雑であるといえよう。

II 熱処理作業の特殊性

熱処理生産における特徴として大きな比重を占めるのが多種少量生産で、部品の材質、重量、形状や品質において多種多様に变化している。とくに単重の範囲が広く0.01kgのピン、ワッシャー類から400kgの金型におよんでいる。一般に重量物は個数が少なく、特性要因の制御がむづかしく、形状の複雑なものが多い。個数が多ければ重量がなく品質がバラツキやすいなどの特徴がある。

* 熱処理 Vol. 6, No. 5 (1966) 261に掲載の1部

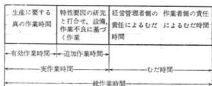


図1 作業時間の内容

表2 むだ時間の原因とその責任

むだ時間の生ず る事項	管理者側の責任	作業者側の責任
作業停止	設備保全不備による故障と修理、燃料、処印剤、設取り不備。	怠慢による欠勤、不在。
作業遅れ (納期遅れ)	環境、作業方法が悪いための疲労、安全管理の不良。	作業意欲が低い。
要求品質の不備 オシヤカの実現	計測設備の不備と管理不良、間違った技術の指導。	作業の不注意、作業標準によらない作業。

にむだ時間の多くは日常の設備管理が悪いために生じている。人間関係や賃金関係による作業意欲の薄れも管理経営者側で解決できる場合が多い。労使一体の努力によって市場の増加と生産性を増加させることが直接作業員の生活向上と直結しているんだという観念に徹底した利益重分配をとることも一つの方法ではなからうか。

つぎに管理業務は追加作業に含まれるが、熱処理技術や管理技術の研究は将来企業の資産になるから決してむだではない。しかし労働生産性からは追加作業時間はむだ時間と同じように少なければ少ないほどよい。追加作業時間の多少は品物の形状、肉厚不良設計のため無益な工程が増すことや温度管理と冷却技術など各工場の技術水準によってその差が生ずるのであろう。

また表3のように加熱冷却作業が有益作業であり、直接収入となるから売れる作業といわれ、追加作業からは直接収入が得られずこの種の作業が増せば増すほど損失が多くなるような仕事が売れない作業である。不良品ができればその処置、原因調査、手直し作業、またオシヤカとなれば損害は大きい。実作業時間の中には追加作業時間が含まれるから、実効率が高いからといって作業管理や生産性がよいとはいえないので追加作業時間の測定を一度行なってみなければならない。

表3 有効作業と無益作業

売れる作業	有効作業、加熱作業、冷却作業
売れない作業	選搬、検査、計測作業、治工具製作、要因の研究作業
損する作業	不良を発生する作業、手直し作業、不良品に対する一切の作業

表4 付加価値生産性による生産性の目安

付加価値生産性 (千円)	判 定
1,600以上	きわめて高い
1,200~1,600	高 い
1,000~1,200	普 通
800~1,000	やや低い
600~ 800	低 い
600 以下	きわめて低い

売れない作業と損する作業を研究することによって作業方法、設備の改善、人間に起因する不能率の是正を行なう必要性が生じるだろう。

国内の中小企業における生産性の向上目標には付加価値生産性(従業員1人当りの年間加工高)を用いるのが便利である。一般に中小企業の実績の目安として表4のように工業統計情報による39年度の時点における「高い」、「低い」の判定基準が6段階において考えられる。年々約10.5~11.0%向上しているため今後の対策はその後の変動を考えなければならない。また将来は需要量の増加は見込まれるが、競争の激化による価格の低下、賃金の上昇などを考え設備の合理化、生産性の向上により現在の一人当りの生産額17万円といわれるものから数年後は25万円くらいまで引上げるよう計画しなければならない。

生産性の向上は複雑にからみ合った多数の要因のひとつひとつについて1%~2%の改善を積み重ねて、ついには50%、100%あるいはそれ以上の総合的な効果を生み出せるものである。最終評価として付加価値生産性をよく検討してあらゆる改善により絶えず生産性の向上に努めなければならない。

IV 品質の改善

熱処理品の品質は設計、製造、営業の各作業の一連した各職場で作られ、保証されるものである。検査をむやみに行なうことが品質を保証することではない。品質そのものを直接管理するのではなく作業を標準化し、工程をつねに安定化することによって間接的に品質を管理しているのである。すなわち均一な品質を得る作業方法であるかどうかを判断するのに品質を使っているのであ

る。品質管理も作業の性格や規模に応じてそれぞれの立場から進められている。

1 温度管理

熱処理工場の今後の問題は業界でも指摘しているように加熱炉の自動化（温度の自動制御）、冷却工程の温度管理（自動温度制御や検拌装置の設備）などであり、第二期の躍進に対して急を要する点であろう。熱処理工場で品質管理上、事実問題になるのが温度管理である。加熱炉内の温度管理は電気炉、ガス炉が有利であり、重油炉では自動制御が比較的困難である。現段階では重油炉による加熱が相当あり、熱処理上の熱精度を要する作業が多く、作業による品質のパラツキが多い。これらの問題は温度管理を含めた炉の設計の問題になろう。

熱電対温度計を用いるときはあらかじめ検定してある標準温度によって定期的な補正が必要である。熱分析による検定済みの温度計を補償導線と冷接点と熱電対を一組とした標準温度計と実際に使用する温度測定設備との比較を定期的に行なわねばならない。温度計の配置や配線の変更、熱電対を溶接補修した場合は必ず正しい温度計との比較補正を忘れてはならない。また作業日の気温は冬と夏では相当ちがうから冷接点を使うのが好ましいが、これを用いない場合は作業日の気温を温度計に加えて真の温度を測定する。たとえば作業場の気温が 20°C 、炉の温度が 1000°C であれば $1000 - 20 = 980^{\circ}\text{C}$ だけの起電力が生じているのだから、正しい温度 = (温度計の読み) + (冷接点補正值) となる。この補正值は温度により異なるが $A \cdot C$ 熱電対で $800 \sim 900^{\circ}\text{C}$ では(作業日の気温) - ($4 \sim 5^{\circ}\text{C}$) を加えて差支えないようである。また電気炉あるいは重油炉内の熱電対先端が品物と相接しつゝ見える位置において温度の測定をする必要がある。いざいにしては統一した方法で正しい測定が必要となる。

2 作業の改善

生産過程で急に不良品の多発が起ったとか、もっと品質をよくしたいなどの問題が生じたすすれば原因の解明や作業方法の改善を早に行なう必要がある。熱処理作業の改善には特性値はなにか、どのような状態にしたいというような目的を明確に端的に決めることである。一般に熱処理品はカタサ、曲り程度、表面スケール、浸炭、酸化や高周波焼入れではその硬化深さなどおんな標準品質である。これらの標準品質の改善には現場の作業状態、作業時間の関係など現場状態を反映した改善案をたてるべきであろう。

作業改善を図2のような手順で考えてみよう。まず過去における測定方法、測定器の任い、誤差、設備の変動など十分検討してデータの信用性をみておく必要がある。特性値としてカタサまたは焼入変形程度が決まると、この特性値に影響をおよぼすと思われる要因をかたばしからあげる。これは直接現場作業者から聞くのが早い。作業者は固定観念に束縛されていることが多いか

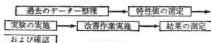


図2 作業改善の手順



図3 特性値「かたさ」の特性要因図



図4 特性値「焼入変形」の特性要因図

ら第3者の意見を聞くことも大切である。これらの意見を図3、4に示すようにすべての因子をあげてみる。この特性要因図の全部を制御することは困難であり、またむだでもあるから現実にはパラツキの大きい要因の2・3を品物の形状大きさに応じて探して、実験に使用できる費用、努力、測定設備に応じて実験の計画を行う。たとえばカタサが不足する場合、原因が大きいと思われる炭炭の状態、材質の確認をして、つぎに焼入温度、時間、冷却方法など実験によって求め、さらにカタサの測定方法も考えてみる必要がある。これらの結果によっては今回とり上げられなかった因子について考えなおしてみる。熱処理における特性要因は非常に複雑であり、相互に作用する因子が多いから客観的な判断から原因の影響度合を考えるべきである。改善すべき方法が見つかったらでき得る範囲で作業方法や設備の改善を行なう。改善実施後の結果の確認は適当な測定方法または金相的な試験を要することもあろう。この際測定自体が特性値の要因であるから測定環境、測定器、測定箇所などに注意し、測定面の研摩時に変質層など作らないよう測定標準を決めて確認する必要がある。

企業の成長と水続性および収益性をもくろむとき、すべての決定あるいは活動の基礎は採算性のある経営が正しい姿である。したがって品質の改善、熱処理品の適正価格も採算性に合った改善が必要である。

県内小規模鉄鉄鋳物工場について

橋 本 幸 則
内 藤 達 也

1 緒 言

広島県の鉄鉄鋳物企業数、生産量は、昭和38年度通産省調査によると、全国でかなり優位（企業数、6位、生産量7位）にたっているが、生産性については、各工場ごとに非常に差があり、そのうち、はやくから機械設備をしたような工場は、生産性も高まっているが、大多数の工場は、全国平均を下回っている状態であると思われる。

今回県内鉄鉄鋳物企業の比較的小規模の工場について調査したので、そのあらましを紹介する。調査対象工場の殆どは、下請企業で、親会社の影響が多分にあり、また鉄鉄鋳物企業共通のなやみの受注単価が安いこと、技術者、工具の不足、生産性、作業環境、設備資金の不足、手形のサイトが長い等が相互に関連して、悪循環をきたし、その解決は非常に困難な現状である。

それに加えて、他産業に比較し競争力に乏しい産業になりつつあるので何等かの対策を立てなければならぬ。

本調査にあたり種別を日用品、小物、中物、大物と四種に区別し、日用品の大部分は風呂釜、小物は50kg以下、中物は50kg以上300kgまでとし、大物とは、300kg以上を示すものである。

2 建物および設備概況

1 建 物

鋳造工場の建物は、以前は民家の床を取り去って、鋳物砂を敷き、型場として使用されたものが多かった。従って、採光にめぐまれない、塵芥と湿気のこもるなかで生産されてきたが、設備の近代化、作業の合理化が進むようになり現在は、鉄骨の建物も増加してきた関係上以前に比して作業条件はよくなりつつある。

2 溶解設備

調査対象工場の殆どが自家製のキャボラを用いており、キャボラ各部の、主要寸法は、NIKKの提示しているものと大差はなかった。

炉内径は550~600mmのものが多く、殆どが冷風式である。

キャボラおよびその附属設備の合理化に伴って、浴

槽も適正に行なわれるようになってきた。出鼓も止め木でおこなうところも少なくなり、フロントスラッピング鉗の採用が目立ってきた。

ことに自動投入機の普及によって地金投入が容易となり、毎回秤量の后行とともに良好な傾向になりつつある。

風量、風圧計は、大半設備されているが全体としては余り使用されていない。

3 造型設備と使用状況

生産性の向上をはかるため、近年造型機械の普及が、著しくなった。それに関連して造型砂に対する考え方も向上し、不良率も、手詰めより減少した傾向がある。また、機械造型を主体としたような工場は、物品整理、通路等も整備され、一応造型、注湯ラインが区別されているが、これは一部であって、造型機を設備してあっても、計画性に乏しいためか、多くの工場で、遊休設備が見受けられた。

4 砂処理設備

混練機は一工場一台の保有率であり、近年ガス型の普及、自硬性砂等の混練により一台では不足なので、2台以上も保有している工場もある。

セメント型では、混練が、土建用小型ミキサーを使用しているところもあり、当を得た方法である。

混練機の利用状況は良好である。

サンドレフターもかなりの工場が設備しており、なかには、老朽化したもの、故障してそのままのものもありまたこれは全般にいえることであるが、集塵装置がうまく集塵しないためか、サンドレフター使用中その周囲に塵芥が多く発生している。

5 清掃、錆止上

ショットブラストの設備は近年不可欠のものとなり、大部分の工場が、使用するようになった。従来は、小物であれば、自家製のタンブラが使われていたが、近頃は見受けられなくなった。ショットブラストの保有率は、100%である。

仕上げ機としてのグラインダーは、飛跡の除去、バリとりのおとの仕上げには、必需機械であるが、グラインダー作業は、悪環境下の重労働であり、各工場ともかなりその改善策を考えておられるけれど、その解決はむづかしい

状態にある。

6 運搬設備

鋳物工場の近代化は、まずその運搬の合理化にあるが、鋳物工場に使用されている運搬機械は、クレーン、ホイスト、コンベア等であるが、大半の工場に設備されている。浴湯も通路を整備し、二輪車によって運搬されておるところもあり、各工場ともかなり改善の跡も見受けられたが、全般的には、まだまだ不十分であり、一層の研究が望まれる。

7 試験設備

試験器は殆どどの工場が保有しておらず、砂の試験、材質の試験等は、公設試験場、親会社の試験設備が利用されている現状である。

全般に試験器に関する認識が浅く、そのため管理することも出来ないで、感に頼るところが多い。

II 技術および材質

技術の向上は、各工場とも心掛けているが、殆どどの工場に技術者がいない現状であり、技術の中心は、職長になっておるが、職長は作業の工程、段取り、その他雑用に追われて、なかなか技術面の細部にわたって目とどかないことが多いので専門技術者をつけるべきである。全般には向上しているが、講習会、講演会、公設機関、コンサルタント、親企業等の直接、間接的な指導を今後ますます利用するよう心掛けるべきである。

すでに述べたように、日用品鋳物製造工場を除いては、殆ど下請け企業で、以前は材質面については、比較的関心が行ったが、親企業の要求と、厳格な納入検査にともない、次第に材質への関心が高まってきた。また、ケムボラも合理化し、推業も順次計画化されて、高温溶解に、ここからけるようになったので、材質的には、良いものが得られるようになってきている。

生産構成は、F C 25が、50%以上占めており、F C 30が15%程度である。

要は、需要者の要求どおりの品質をつくるのが、品質がよいと云うことが出来るので、一層努力されたい。

IV 生産要素の現状

1 従業員の職種別構成

表1は、製品区分別構成を%で示したもので、これによると、中子工は大物製品になる性と高率を示し、その他の層でも、大物製品は、図抜けて高率を示している。これは、運搬専従員、雑用工が多いことを示すものである。

表2は単純平均で示したもので、表3は、通産省調査による全国平均を参考として示した。

表1 製品区分別従業員の職種別構成 %

	造	型	中	子	溶	解	鋳	仕	上	砂	処	理	その他	計
日用品	49.2	5.8	13.0	27.7	1.4	2.9	100							
小物	65.0	11.2	7.5	10.0	2.5	3.8	100							
中物	52.0	12.0	11.4	14.2	6.0	4.4	100							
大物	40.2	18.0	5.1	9.2	4.8	22.7	100							

表2 現場従業員の職種別構成 (平均%)

造	型	中	子	溶	解	鋳	仕	上	砂	処	理	その他	計
48.7	13.3	8.8	13.3	4.7	11.2	100							

表3 現場従業員の職種別構成全国平均 (%)

模	型	溶	解	造	型	中	子	砂	鋳	熟	機	運	他
3.0	8.6	44.2	12.2	3.4	12.9	0.7	4.9	2.6	7.5				

表4 現場従業員の年齢構成 (%)

年	令	18才未満	18~25才	25~35才	35~45才	45~55才	55才以上
調査対象工場	3.0	12.0	28.0	27.0	19.0	11.0	
全国平均	4.7	19.1	28.0	27.0	14.6	6.6	

2 年齢構成

鋳造工場従業員の年齢構成を調査しまとめたところ、表4の上段の如くなった。

現在、他産業にも云えることではあるが、特に、鋳造工場での工具の専業をおこなっても、応募者が少なく、中小企業、とくに、小企業ともなれば、見通しは全くない状態におかれている。

同表で全国平均と比較し、25才以下が少なく、その区対に、45才以上が多い。数年後には、このずれが一層ひらいていくことは必定である。

3 造型工と型鑄

造型工一人当たりの型場面積は、表5のとおりで、表の日用品とは、県内特産の風呂釜生産工場である。

表5 造型工1人当たりの型場面積 (m²)

製品区分	日用品	小物	中物	大物
1人当たりの面積	122	54	39	28

表6 中子工1人につき造型人員 (人)

製品区分	日用品	小物	中物	大物
中子工1人につき造型人員	8.5	11.1	3.4	2.7

小物、中物、大物製造工場となるに従い、型場面積が小さくなっているのは一応うなずける。

日用品銘柄は別として、小物製品には中子が入るものが少なく、また型状も比較的複雑なものが少ない関係上造型11人に対し中子工1名の割合であったが、大物製品になるに従って、造型工3人に対し中子工は1名の割合となり、中子の占める割合が多い。

4 型場、建物面と生産量

型場、建物と各トン当たりの面積について調査したところ、表7、表8のようになった。本調査対象工場の、溶解日は、2～3日吹きである。

鑄造工場の最大の問題の一つは、低い生産性である。生産性が低いことは、最近のような労働力不足の状態で労働賃金の上昇を考えると、経営上の重大問題である。

通産省の昭和38年度調査によると、従業員1人当たり月産トン数は2トンであるが、43年度には、これをすくなくとも3トン程度に引上げることが必要であるとされているが、表9に、県内の1人当たりの生産量をあげてみた。同表でわかるように、最高と最低に非常に開きがあり、その原因として、受注品の形状、量の相違、設備の差等が考えられる。

表7 月産トン当たり型場面積 (m²/ton/月)

製品区分	小物	中物	大物
型場面積			
生産量	34	9.9	—

表8 月産トン当たり建物面積 (m²/ton/月)

製品区分	日用品	小物	中物	大物
建物面積				
生産量	30.3	53.9	17.1	18.0

表9 従業員1人当たりの月生産量 (トン)

製品区分	日用品	小物	中物	大物
最 高	3.216	2.400	3.900	5.000
最 低	1.930	1.100	1.400	2.500
平 均	2.420	1.650	2.415	3.560

V 結 言

今回の調査で痛切に感じたことは、労働力の確保である。そのためには、特に鑄造工場の場合作業環境の改善

が必然的に起ってくるのであるが、先ず魅力のある工場にしなければいけない。労働力を苦しめて確保しても、定着性にとぼしくなる。

以下これらについて的一端を述べて結言とする。

1. 従業員の賃金および賃金制度はどうなっているか、鑄造作業は他産業に比較し、汚れ作業であり且つ、重労働であるにもかかわらず、其の割に賃金が安い。
2. 工場が暗い。

新らしく鑄造工場を建設しても、建設当初は屋内は明るい、数日後には灰煙、塵埃の発生で、壁、窓、柱等が、くすぶった色になり、屋内全体が暗くなる。従業員もこのことには感ずいてはいるが、止むを得ぬとしていたのであろう。素人の人が見ると必ず指摘する事項である。

灰煙、塵埃の発生を出来るだけ少なくするよう対策を立てる必要がある。そのために換気、除塵設備等の設備も考えられる。

3. 機械化できるところはなるべく機械化をする。

鑄造作業は、手作業が多く、重労働であると一般からの定評があるとおりに、まことに手作業の多い現状である。それで管理もやりにくい点もあるが、採算面にとらみ合わせて、機械化できるところは機械化し、また作業の専門化、現場よりのアイデアの採用等能力を上げるよう工夫することである。能率の上がらない工場にはこのようなことに無神経であるところが多い。

4. 徹底的に、場内、場外を整理し、明るくする。

大部分の工場が整理、整頓が出来ていない。経営者もこれについて考えているのであろうが実行が伴っておらず、能率を上げろ、生産量を向上させと云っても足もとのかかりをなくしなければ効果はあがらない。

5. 設備機械の保守

鑄物屋さんは、あまり機械になれていない関係上、敬遠する傾向があるので保守ということに注意が払われていない。定期的に行なうべきである。扱う品物が、砂であるから、機械の相部に微粉等が入りやすく、機械の性能、寿命に多に関係してくる。

要は、いつでも、誰れでも、安心して使用出来るよう保守すべきである。

その他、厚生施設、安全対策といろいろあるが、改善を早急に実施し、安心して働けるムードをつくるべきである。

通産省：鉄鋼鑄物工業の実態と近代化の方向

(1965) 86. 87

昭和42年3月27日印刷

昭和42年3月30日発行

広島県立工業試験場報告 No. 11

編集者 下 勝 秋 夫

発行者 三 宅 暢 之

広島県立工業試験場

印刷者 檀 上 正 直

印刷所 呉正印刷株式会社

呉市岩力通6丁目14

発 行 所

広島県立工業試験場

呉市公園通6丁目

電話 06 6438 (代表)
