

呉工業試験場報告

No. 13

March, 1971

目 次

一 報 文

1. SUS27 薄板材の穴明け加工について	大下 巖, 南良良治, 中塩武之	1
2. 旋削工具取扱いの考察	正岡 忠, 山崎強志, 松垣和生	5
3. 18-8ステンレス鋼のフライス切削について	片岡 豊	10
4. 軸受鋼の研削標準設定	南良良治, 石原道雄, 野口豊生	14
5. 被削歯車の穴精度が研削歯車の精度におよぼす影響	岡崎 憲, 兼広二郎, 山崎強志	21
6. カミアイ率の変化が研削歯車の精度におよぼす影響	山崎強志, 兼広二郎, 岡崎 憲	24
7. 切削温度検出用バイトの試作について	吉祐啓悟	27
8. 低周波音による構造物への振動誘起について	中塩武之, 大下 巖	30
9. やすりあたりによるかたさの判別について (その1)	石田 節, 丸山信行, 新田 明	35
10. 輸出やすりの切畔不良原因について	新田 明, 石田 節, 鈴木 寛	41
11. 薄鋼板の表面処理と強度	加城正義, 横山宏樹, 一河文夫	45
12. 薄鋼板の特殊表面処理と曲げ歪抗	加城正義, 横山宏樹, 一河文夫	50
13. 薄鋼板の浸炭有効硬化層深さと表面かたさの関係	横山宏樹, 石田節, 鈴木 寛	56
14. 含有炭素量のちがいによるかたさ換算	丸山信行, 石田 節, 横山宏樹, 新田 明	60
15. 高炭素鋼の熱処理組織によるかたさ換算	丸山信行, 石田 節, 横山宏樹, 新田 明, 加城正義	68
16. CO ₂ アーク溶接の基本条件	片山義孝, 芳野光利, 野地英治, 蒲田政信, 池田晋郎	72
17. 厚鋼板溶接の層間温度が錯点と側曲げにおよぼす影響	蒲田政信, 芳野光利, 野地英治, 片山義孝	78
18. 軟鋼の試験片形状と伸びについて	芳野光利, 蒲田政信	82
19. 手溶接における基本的な溶接施行条件の検討	野地英治, 蒲田政信, 片山義孝	84
20. 無機自硬性鋳型におよぼす気候条件の影響	丸下清志, 内藤達也, 世良時夫, 原 信彦	87
21. 無機自硬性鋳型の常温性質におよぼす古砂の影響	世良時夫, 内藤達也, 原 信彦, 丸下清志	93
22. 無機自硬性鋳型の高温性質におよぼす古砂の影響	原 信彦, 内藤達也, 世良時夫, 丸下清志	98
23. 塗型へのシリカゾルの添加の効果について	原 信彦, 内藤達也	102
24. マイクロウエーブの鋳型への利用	原 信彦, 内藤達也	106
25. 有機自硬性鋳型の常温性質におよぼす粘結剤添加量の影響	世良時夫, 原 信彦	110
26. 球状黒鉛鋳鉄のS量および加熱速度がオーステナイト化温度におよぼす影響	西川浩成, 横山宏樹, 内藤達也	114
27. アルカリ性鋼メッキ液中のクロムの分析法について	渡部英雄, 田谷征雄, 清水連野	117
28. メッキ工場排水処理スラッジについて (その1)	田谷征雄, 清水連野, 金本 正, 宍和 尚	120
29. メッキ排水の簡易シアン測定方法について	清水連野, 下藤秋夫, 浦原敏博	124
30. ポリプロピレン繊維の FRP への応用とその物性	高崎宗利, 東正十郎	126
31. アタクチックポリプロピレンに関する研究 (その2)	岡 守雄, 東正十郎	133
32. 光照射による南洋材成分の変化	東正十郎, 清水加津子	137
33. ゼオライトによる各種有害ガスの吸脱着に関する研究 (その1)	好潤芳邦, 水塚 精	140
34. テストプラントによる冷間圧延廃水の処理実験	藤本宗之, 丸下清, 東正十郎	145
35. ソーダ系長石を用いたグトリファイド低石結合剤について	森田健次, 山原康男, 戴本範雄	149
36. トンネルキルン焼成による		
県産赤レンガの品質について (第2報)	木原 博, 金本 正, 浜岡英男	153

SUS 27 薄板材の穴明け加工について

大 下 巖, 南 良 良 治, 中 塩 武 之

I 結 言

薄板の穴明け加工には標準ドリルを使用すると破損し易く効率の悪いものでありこれの穴明け加工には一般にロソク型と呼ばれる形状のドリルが良いとされている。本実験は比較的無雑作に使用されている小型ドリルについて汎用工作機械および市販の標準ドリルを用いてロソク型ドリルを成形し、被削材であるステンレス薄板材の穴明けに使用し、厚板ステンレスの切削条件の適用可否およびドリル先端形状による加工能力の差異について検討を行なったものである。

II 実験方法

1 ボール盤

ボール盤は芦品鉄工所製卓上ボール盤 ABD-300を用いた(穴明け能力 10mm, 回転数 750~6000 rpm 7段階)写真1に使用したボール盤およびタイムカウンターを示す。

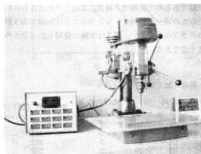


写真1 供試ボール盤

表1 卓上ボール盤の精度 単位 mm

検 査 事 項	許容差	測定値
主軸穴の振れ	0.22	0.02
主軸中心線とベース上面との直角度	0.03	0.02
主軸スリーブの運動とテーブル上面との直角度	0.03	0.01
回転数	—	±5%以内

す。

ボール盤の精度は JIS B-6269「直立ボール盤の精度検査方法」に準じて精度を検査した。表1に検査結果を示す。

2 ドリル

ドリルは 6mm の市販の標準ドリル (SKH-9) を 10 本、それぞれロソク型ドリルに成形して使用した。成形はすべて手研ぎでありドリル先端部の形状は万能投影機で寸法測定を行った。実験によって穴明け不能になったドリルは再研削を行い、その都度寸法測定を行った。(再研削によるドリル長さの影響は切削性能に影響しないとされている)¹⁾。

3 被 削 材

材質 SUS 27 冷間圧延材 (厚さ 1mm)

硬度 HB-150 (平均)

4 穴明け能力(ドリル寿命)の測定方法

図1、図2に穴明け能力測定方法の概略を示す。被削材はボール盤台の上にセツトされあらかじめ設定された回転数によって主軸を駆動させ穴明けを行い、送り方向の推力はボール盤アームに釣り下げられた重錘によって与えられる。この推力は重錘の量によって加減される。ドリルの寿命はドリルが穴明け不能に達した時点の加工穴数とした。加工不能の判定は荷重によって送り方向の力

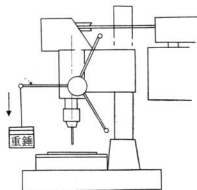


図1 穴明け実験方法

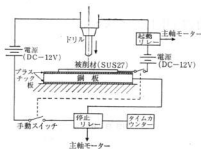


図2 穴明け実験のオートサイクル図

が与えられた時1個の穴明けに要する時間が20秒以上要した時とした。

図2は自動計数機構の回路図である。重錘によって押し下げられたドリルは被削材(SUS 27 薄板材)に達するとドリルとの間に電気回路を形成しボール盤の主軸モーターを起動させ、回転を与えられたドリルは被削材を加工しながら下つて行く。被削材の下部には薄い塩化ビニール板(厚さ 2mm)が挿入してあり被削材とボール盤本体を電気的に絶縁している。被削材を通り抜けたドリルは双先を損傷することなく下の鋼板に達する(塩化ビニール穴明け時にドリルに幾分の摩耗が生ずると考えられるが対象被削材(SUS 27)が難削材であるのにくらべて塩化ビニールにはるかに加工しやすいことおよび実験がすべて同一条件の貫通穴であるため塩化ビニール穴明け時のドリルの損傷は無視した)。ドリルが鋼板に達すると鋼板とドリルとの電気回路が閉じ停止リレーが作動し主軸モーターを停止させ、1穴の穴明けサイクルを終

了する。また主軸モーター回転中の時間はタイムカウンターに表示されると同時に穴明け不能となるまでの時間も積算する。

5 切削条件

穴明け時の切削条件は文献²⁾によるステンレス鋼穴明け条件、すなわちドリル直径と標準回転数を参考にした。表2にステンレス鋼の切削条件を示す。

表2 各種ステンレス鋼のドリル穴明け加工におけるドリル直径と標準回転数

ドリル寸法 (mm)	マルテンサイト系およびフェライト系		オーステナイト系	
	回転数 (rpm)	送り (mm/rev)	回転数 (rpm)	送り (mm/rev)
3	1,000	0.10	800	0.075
6	600	0.15	500	0.125
10	400	0.20	300	0.175

また穴明け加工においては切削油を用いるのが普通であるが、薄板、小孔加工の場合1回の貫通に要する時間は極めて短く、また切削の排除も容易であり切削油をかけることが実用とそぐわない点が多いので、本実験ではすべて乾式による穴明けとした。

■ 実験結果と考察

ローソク形ドリルは形状が特殊であるため機械研削が困難であるので研削は手研削によらなければならない。そのため同一形状のドリルを得ることは困難であり形状のバラツキが大きい。表3は実験に使用したドリルの各部寸法である。

表3 ローソク型ドリルの各部寸法と寿命(加工穴数)

ドリル番号	先端角(度)	切刃の高さ(mm)		切刃の高さの差(mm)	チゼル偏心量(mm)	逃げ角(度)		逃げ角の差(度)	加工穴数(個)
		(左)	(右)			(左)	(右)		
1	96	0.94	1.20	0.26	0.14	14	16	2	318
2	94	1.00	1.30	0.30	0.15	16	19	3	311
3	92	1.51	1.28	0.23	0.02	13	18	5	352
4	81	1.25	1.24	0.01	0.35	16	16	0	258
5	96	2.01	1.15	0.86	0.04	18	19	1	28
6	95	1.84	1.62	0.22	0.05	12	20	8	200
7	80	1.05	1.82	0.77	0.42	18	21	3	255
8	96	2.10	1.60	0.50	0	20	21	1	300
9	82	1.90	2.09	0.19	0.09	15	19	3	318
10	96	1.20	1.94	0.67	0.01	19	19	0	359
11	96	0.95	0.86	0.09	0.27	18	20	2	320
12	92	1.15	1.17	0.02	0.54	6	14	8	331
13	84	1.65	1.15	0.50	0.12	17	19	2	330
14	81	2.25	1.89	0.34	0.04	15	17	2	175
15	90	1.10	1.74	0.64	0.49	14	18	4	225
16	96	1.64	1.97	0.33	0.16	17	17	0	325
17	98	1.25	1.37	0.12	0.32	19	19	0	145
18	76	1.84	1.89	0.05	0.12	11	18	7	159
19	102	0.98	1.72	0.10	0.10	19	21	2	205
20	99	1.64	1.51	0.45	0.09	20	21	1	41

1 切削速度とドリル寿命

図3は送り荷重をそれぞれ1, 2, 3kgとして回転数によるドリル寿命の差をみたものである。いずれの荷重の場合も回転数がある値を超えるとドリル寿命が短くなるようである。ドリル寿命の最も長いのは、1,000 rpmあたりで、送り荷重を増すと加工可能穴数が増加する。ドリル寿命は回転数によって大きく作用され低速で送りを早めにする方が能率が良いと思われる。またその切削速度は送り荷重にもよるが本実験の場合文献に示された速度より少し上回るあたりで能率が良いようである。

2 先端角の形状とドリル寿命

図4は先端角を変えた場合のドリルに寿命の変化を示すものである。先端角が小さいほど初期における加工速度は早いけれども同型の欠ける場合もあり、ドリル寿命を示す全体の穴明け数では先端角の大きい程加工可能数が大きくなる傾向にある。

3 チゼル偏心量とドリル寿命

図5はチゼル偏心量とドリル寿命の関係を示したものである。

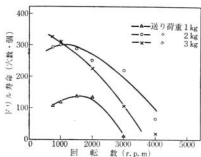


図3 切削速度とドリル寿命

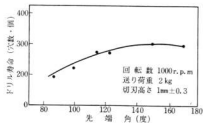


図4 先端角とドリル寿命

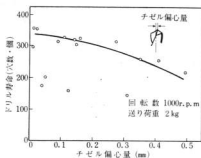


図5 チゼル偏心量とドリル寿命

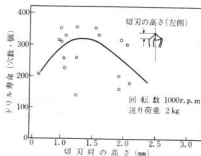


図6 切刃屑の高さとドリル寿命

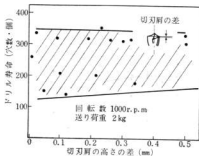


図7 切刃屑の高さの差とドリル寿命

である。チゼル部の偏心が加工精度におよぼす影響は良く知られているが、ドリル寿命においても偏心量が大きくなると寿命が幾分減少する。そのおもな原因はチゼル部の摩耗である。

4 切刃の高さと、高さの差によるドリル寿命

図6は切刃の高さと寿命の関係である。6mm径のドリルでは切刃の高さが1.5mmあたりでドリル寿命が長いようである。しかし同じ切刃でもドリル寿命のパラッキはかなり大きくチゼル偏心等の影響が考へられる。図7はドリルの左右の刃の高さの差による寿命の変化をみたものであるが有意な関係は認められない。

5 逃げ角および逃げ角の差によるドリル寿命

図8、図9逃げ角および逃げ角の差によるドリル寿命の関係をまとめたものである。逃げ角15~20度を研削の日安としたため、他の角度における傾向は明らかでないが、逃げ角の差があまり多くなければドリル寿命は長く15~20度で300穴以上の加工は容易であると思われる。(図8のダブルハッチング部分)。

6 標準ドリルとの寿命の違い

図10は藤田製作所製ドリルポインターによって先端角

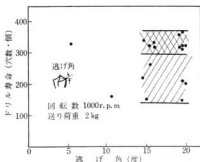


図8 逃げ角とドリル寿命

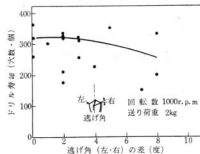


図9 逃げ角の差とドリル寿命

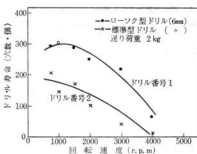


図10 標準ドリルとの違い

118度、逃げ角5度で研削された標準ドリルとローソク型ドリル(ドリルNo.1)との穴明け能力の違いをみたものである。ローソク型ドリルが最高318穴加工したのに対して標準型ドリルでは307穴の加工に留つた。ドリル先端部の摩耗の状態は、ローソク型ドリルでは切刃部に欠けの状態がみられたのに対し標準型ドリルではチゼル部に摩耗が著しい。

結 論

直径6mm(SKH-9)の手研ぎのローソク型ドリルを使用して、被削材 SUS 27 薄板の穴明け加工におけるドリル寿命を調べた。要約して結論を述べるとつぎのとおりである。

1. SUS 27 薄板材に対する穴明け加工では標準型ドリルよりローソク型ドリルの方がドリル寿命が長い。
2. 切削速度はドリル寿命に大きく影響し本実験では文献に示された切削速度より少し高めのものでドリル寿命の最大をみた。
3. 先端角が大きい程ドリル寿命は長くなる。ただし1穴に要する加工時間は初期においては角度の小さい方が早い。
4. ドリル形状のパラッキはドリル寿命に顕著には表われないが、チゼル偏心量、切刃の不整は穴の加工精度に影響する。

文 献

- 1) 西田修三、尾崎省太郎：機械試験所所報、16(1962) 5
- 2) 長谷川編：ステンレス鋼便覧、日刊工業新聞社(1960) 757
- 3) D. R. T. Manual: 義賢堂(1966) 77

旋削に関する研究 (第2報)

旋削工具取扱いの考察

正 岡 忠, 山 崎 隆 志, 桧 垣 和 生

I 緒 言

切削工具の再研削の時期については、切削面あらさの保持はもとより、切削工具の経済性からも多くの問題点がある。切削工具の消耗は再研削による研削量によって決定される。すなわち再研削の適期と巧な取扱いが工具を有効、かつ経済的に使用し得るといえる。

工具の切削能力低下の時期に到れば当然再研削が必要であるが、その時点においてはすでに工具の刃先摩擦は相当進行しており、よって研削量も多く、全体的な寿命と経済性については極めて不利である。

一般に工具寿命はチップリング、割れなどを考慮外とした場合、フランク摩擦により決定される場合が多くフランク摩擦が切削仕上面におよぼす影響からも判定される。工具刃先の形状はフランク摩擦と密接な関係にあるが、クレーター摩擦はそれ程には影響しない。

しかし再研削に際してはその研削量はクレーターの深さは問題となる。よってクレーターの成長をある程度抑制することが可能であれば工具寿命の延長や、再研削量の減少などにより、その経済性は有利な結果をもたらすものと考えられる。

切削工具の摩擦には、切削過程における機械的な摩擦と、切削が工具すくい面を通過する時の高温と、切削抵抗に起因する溶着摩擦が挙げられるが、後者が問題となる場合が多い。これは工具材質と被削材の物理的、化学的親和性と、工具すくい面における切削液流出速度が摩擦に対して重要な因子となっている。

本実験は連続切削を行った場合と、中断によるくりかえし切削の切削工具におよぼす影響を観察比較し、その摩擦成長ならびに切削面あらさにおいて両者に差異のあることが認められたので、ここに結果を報告する。

II 試料及び実験方法

1. 使用機器並びに試料

(1) 本実験は迪見鉄工機製 DA-25 高速精密旋盤を使用し、削り面あらさ、クレーター深さの測定は小坂研究所製針式表面あらさ計 (TYPE/SE) を、クレーター、フランク摩擦の観察、測定、ならびに写真撮

影には、日本光学機製シャドウグラフ (MODEL 7) を使用した。

- (2) 切削工具は P. 20, 33 型, タングロイ超硬バイト (0, 5, 6, 6, 6, 0, チャンファー, 0.5) とした。
- (3) 被削材は市販機械構造用炭素鋼 (S50C, S45C 相当材) で L=600, D=60 とした。
- (4) 切削条件は切削速度 170 m/min, 160 m/min, 切込 1.5 mm, 送り 0.155 mm/rev, 0.2 mm/rev とした。

2. 実験方法

実験 1

S50C について切削条件を切削速度 170 m/min, 切込み 1.5 mm, 送り 0.155 mm/rev で切削を行い、その結果を求めた。

実験 2

S45C について切削条件を切削速度 160 m/min 切込み 1.5 mm, 送り 0.2 mm/rev とし、切削方法を 120 秒を 1 単位とし 120 秒連続切削のものと、30 秒間隔 4 回くりかえし切削のものとに区分して両者のクレーター、フランク摩擦の成長状況、ならびに削り面あらさについて観察比較した。

III 実験結果及び考察

実験 1 における結果は図 1 にフランク摩擦と切削面あらさの関係を示す、また図 2 に切削時間に対するフランク摩擦と切削面あらさの関係を示す。

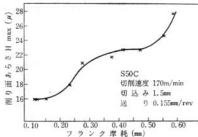


図 1 フランク摩擦と削り面あらさの関係

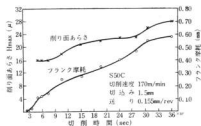


図2 切削時間と削り面あらさ及びフランク摩耗との関係

図3にその場合のクレーターの成長過程をシャドウグラフによるスケッチで示す。表1はその切削所要時間である。

表1 切削所要時間

図中番号	①	②	③	④	⑤	⑥
切削所要時間(秒)	160	320	440	560	720	1040
図中番号	⑦	⑧	⑨	⑩	⑪	⑫
切削所要時間(秒)	1490	1950	2400	2770	3080	3600

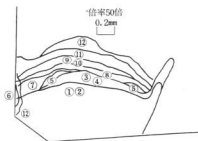


図3 クレーターの成長状況(S50C 工具 P20 33型)

図3において、⑥で前切刃の脱落を認め、クレーターの成長と共に切くず形状が流れ型よりせん断型に移行変化が起った。それと併行して工具のフランク摩耗と削り面あらさの急激な進行が現れた。この時期は大体一致するものと考えられ、切削工具摩耗の削り面あらさおよび影響が顕著であることは機械試験所報告¹⁾とおおむね一致した結果を示し、また送り量の変動による工具各部の摩耗の変化も同様である。

この時期における切削抵抗の急激な上昇が予想され、

かつ高温溶着による工具双先の損耗が促進されるものと考えられる。なお高速切削域における工具摩耗は高温溶着が支配的である。²⁾その後の工具各部の摩耗は大体直線的な関係を示した。したがってこの時期をおくることが工具寿命を延長させ、またこの時期における少量で事足りる再研削が工具管理の経済性にも通ずるものと考えられる。すなわちこれ以上さらに切削継続することによりチッピングおよび欠けなどの現象を誘発し、その損耗を早める結果にいたる。

実験2における結果を図4～図7に示す。図4は切削時間に対する削り面あらさの関係を示したもので切削初期において削り面あらさの進行がみられないが、これは工具双先(チャンファ幅)のなじみの現れによるものと推察される。その後は時間経過に比例して削り面あらさは進行する。また図5に示す切削時間に対するクレータ深さ、およびフランク摩耗の関係からも同様な結果が認められる。これらは実験1の結果と大体一致する。

つぎに連続切削とくりかえし切削との結果において切削当初の120秒においてすでに両者の差がクレータ深さ、フランク摩耗、および削り面あらさに現われこの状態で継続することが判明した。すなわち長時間高温下にある連続切削はくりかえし切削に対し不利であることが

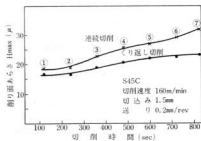


図4 切削時間と削り面あらさの関係

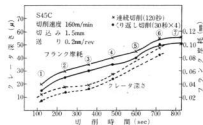


図5 切削時間とクレータ深さ及びフランク摩耗との関係



図6 連続切削 (120秒×1) のクレーター成長状況 (S45C, 工具P20 33型)



図7 くりかえし切削 (30秒×4) のクレーター成長状況 (S45C, 工具P20 33型)

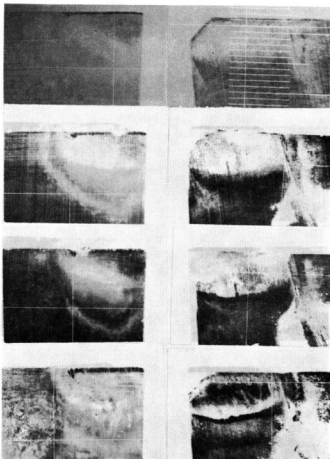


写真1 連続切削における工具摩耗の成長過程 (×20)

判明した。いかえれば切削中断による工具双先の冷却期間を置くことはクレーター成長、フランク摩耗をある程度抑制することがわかる。ただし、これらは工具双先付着物の存在が無視される状態における場合のことであり、構成双先の発生などの他の因子がより大きく工具損耗に影響することはいうまでもない。

図6、図7に連続切削およびくりかえし切削の場合のクレーターの成長状況を示す。

写真1および写真2は切削過程における工具双先の摩耗の進行を、表2はそのときにおける総切削時間と、切削形式を示す。(写真中の目盛は0.01mm)

表2 総切削時間と切削形式

写真番号	総切削時間(秒)	切削形式	写真番号	総切削時間(秒)	切削形式
1-1	120	連続切削	2-1	120	くりかえし切削
1-2	360		2-2	360	
1-3	480		2-3	480	
1-4	720		2-4	720	

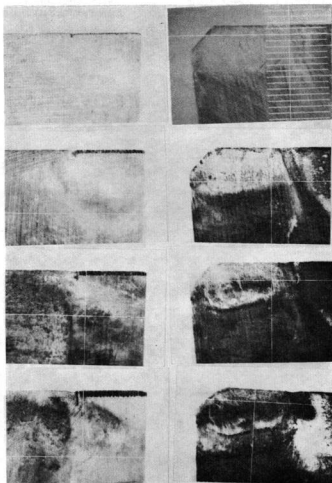


写真2 くりかえし切削における工具摩耗の成長過程(×20)

IV 結 言

1. 工具の摩耗，削り面あらさおよび切りくず形状はある一定切削時間において急激に変化する。この時期に再研削をすれば少量の研削量でよいし，削り面精度の保持ならびに工具全体の寿命に対して有利であると考えられる。

2. 高速域における中，粗削りは，連続切削法に比較して短時間で切削を中断し，工具に休止時間を与えるくりかえし切削法の方が工具の摩耗成長をある程度抑制できる。

3. 削り面あらさの進行についても同様の結果が認められた。

高温溶着，クレーターの成長については被削材と工具材料の親和性，拡散などによるものであり，金属学的，化学的な見地からも検討されねばならない分野である。また本実験において残された問題点の解明のためにも併せて今後の研究に待たねばならない。

文 献

- (1) 機械試験所報告：旋削仕上面あらさに関する資料 45 (1964) 14
- (2) 田中，津和：精密工作法（上）共立出版（1965）75

正面フライス切削に関する研究 (第4報)

18-8 ステンレス鋼のフライス切削について

片 岡 豊

I 結 言

18-8 ステンレス鋼は材料生来のもつ性質として、切削時において比較的不安定なオーステナイトがマルテンサイトに変化し、加工硬化を起す。

物理的性質としては、熱伝導率が炭素鋼に比較して小さく刃先の切削熱が逃げにくいので溶着現象も著しいものがある。

また、靱性が高く、伸びも大きいがこの材料は機械部品、装置部品として中小企業においてかなりの量が切削加工されているが、そのほとんどが高速度鋼グレードによるものであった。

周知のように、高速度鋼は今日の切削分野でも、なお重要であり JIS も大幅に改正された。

加工能率向上の点では超硬合金工具には及ばない。

18-8 ステンレス鋼の超硬正面フライス削りはかなり困難であって工具寿命を延ばすべくいろいろと研究されているのが現状である。

かかる考えから、加工能率向上のために超硬工具によって切削加工し、切削条件を追跡するために切削試験を行った。

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 2.2KW
 (2) 工具研削盤 昭和精密工業株式会社
 GTJ-4 型 超硬工具研削盤
 GC 砥石 GC120HV
 ダイアモンド砥石 D1501.5M

2. 切削工具

- (1) 工具材種 タイガロイ TX40, TU40
 (ISO規格 P40, M40相当材種)
 (2) 工具寸法 16mm×16mm×60mm右勝手
 (3) カッター寸法 4吋カッター(刃先の径 100mmφ)
 (4) 双部形状

表1 双部形状について

双部名称	工 具	No. 1	No. 2
半径方向すくい角		3°	5°
軸方向すくい角		0°	3°
正面切双角		15°	15°
外周切双角		15°	15°
正面逃げ角		7°	7°
外周逃げ角		7°	7°
面とり(チャンファー)C		0.25mm~0.79mm(0.97)	
面とり角度		切双角に対して対称	

3. 被 削 材

表2 被削材の化学成分(%)と機械的性質

材質	成分							
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	
SUS27	0.060	0.71	1.73	0.032	0.0129	27	18.62	
S53C	0.530	0.270	0.71	0.011	0.014	—	—	

材質	機械的性質			
	引張り強さ (kg/mm ²)	伸 び (%)	硬 さ (H _B)	さ
SUS27	59.5	64.2	140	

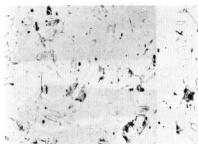


写真1 SUS 27 の顕微鏡組織 (×100)

4. 被削材の寸法

主として厚さ 10mm の鋼板を重ね合わせて 50~53

mmの幅にしたものをマシンバイスに取付けて正面フライス削りを行う。

5. 切削条件

- (1) 切削速度 (V) 37 m/min~150 m/min
- (2) 1双当りの送り (f_z) 0.10 mm/tooth~0.20 mm/tooth
- (3) 切込み (d) 1.30 mm
- (4) 切削時の刃数 (N) カッターのバランスを取り、1本の工具について切削する。
- (5) エンゲージアングル $0^\circ 50'$, $24^\circ 00'$, $27^\circ 30'$
- (6) とも削り法によるもの、とも削り法によらないもの。(ただし、とも削り法による場合は厚さ3mmの黄銅板を使用する。)

6. 実験要領

試験は前述の被削材を所要の刃先に調整石削した工具により各種の切削条件の下で切削し、切削中主としてフランク面の摩耗をたびたび観察し、工具摩耗幅を測定する。

- (1) 工具摩耗の観察には40倍の顕微鏡によって摩耗痕を測定する。
- (2) 切削動力は YEW 動力計 (KRE-30) によって測定する。
- (3) 切削の厚さはポイントマイクロによって測定する。

■ 実験結果と考察

1. 切削動力

KW メーターによって ZIC フライス盤の正面フライス削りにおける消費動力を図1に示す。

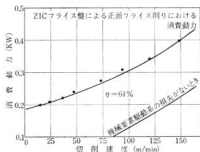


図1 切削速度と消費動力

切削速度の上昇による消費動力の増加は理論的にもはっきりしているが、機械要素系の駆動などによる損失は

かなり大きいようである。

つぎに、一定の切削条件において切削動力を測定し、切削工具が摩耗するときの切削動力の変化するようすを図2に示す。

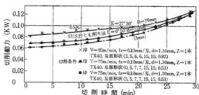


図2 切削時間の経過による切削動力

切削時間が30分程度までは切削工具の摩耗による切削動力の変化は急激ではなく、ほぼなめらかな上昇をしている。

この場合の切削はとも削り法によるが、切削動力は炭素鋼 (S53C) とくらべて大差なく安定している。

しかし、切削系全体の剛性が十分でないときは切削仕上面にビビリ現象が発生しているのが実験中に認められた。

2. 切削工具の摩耗について

切削時間の経過とともに工具の摩耗が進行するようすを図3に示す。

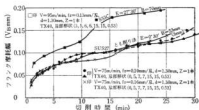


図3 切削時間と工具摩耗

この場合はとも削り法によるものであり、切削状態も安定した条件を選んでいるので工具寿命もかなり延びているものと推定される。

(ただし、S53Cはとも削り法によるものではない。)

この安定領域に入る条件を考えると既報¹⁾のような条件、切刃のダルネスとトロコイド曲線に両面に修正されるプロセスが重要な要因であろうが、この種のステンレス鋼のように双先溶着物が激しく、靱性の大きいものは双先がステンレス鋼に突入する前に黄銅板によって双先溶着物を機械的に除去することが切刃の保護になっており工具寿命を大きく延長する要因といえる。

また、黄銅板はかなり brittle な材料を使用したの

に、切削後の仕上げ面に 5~10 mm の距離で流動しているのが認められた。

つぎに図4はとも削り法によらない場合の工具摩耗の

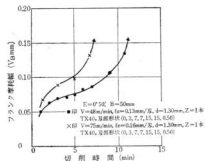


図4 切削時間と工具摩耗

進行するようであるが、ある時間経過すると双先温度の上昇と激しい溶着により切刃にチャッピングを発生した異常摩耗を起し、実作業において難削材料といわれる原因である。

表3 18-8 ステンレス鋼と0.53C 炭素鋼の物理的性質

物理的性質	鋼種 18-8 ステンレス鋼	0.53C 炭素鋼
密度 (ρ)	cm ³ /g 0.126	0.127
熱伝導率 (k)	Cal/cm·sec·°C 0.038	0.120
比熱 (c)	Cal/g·°C 0.120	0.130
$k \cdot \rho \cdot c$	57.5×10^{-8}	19.8×10^{-8}

図5は種々の切削条件による、とも削り法の結果を示すものである。

i_s/c の値にはほとんど差がないのに、工具摩耗曲線は異なっている。

このことは、チャンファと1吸当りの送りにより工具寿命を延長できる切削条件があるように推定されるので追跡する必要がある。

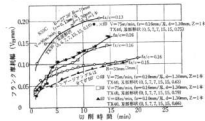


図5 切削時間と工具摩耗

図6はエンゲージアングルを変化した場合の切削工具の摩耗の進行であるが、とも削り法によって切削したため工具摩耗の差異は殆んど認められなかった。

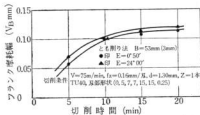


図6 エンゲージアングルの相違による工具摩耗

これは正面フライス削りにおける普通切削でエンゲージアングルが重大である点に反するが、このことは被削材への突入の際に黄銅板によって工具双先への衝撃力が大きく緩和され、本来の切削状態になってからステンレス鋼に入って行くためであると推測される。

3. 工具寿命について

Taylor の工具寿命方程式は高速度鋼工具による切削のときに $VT^n=C$ になるが、超合金工具のそれは $(V+k) \times T^n=C$ となり、両対数グラフで曲線になるといことがわれている¹²⁾、図7はとも削り法とも削り法によらない場合のVT線図を示す。

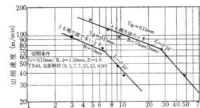


図7 工具寿命方程式

両線図からすればその差ははっきりと示されており、とも削り法の場合は4~5倍も工具寿命が延びている。低速域になるとチャッピングを発生し、工具寿命は短くなっていく。

4. 剪断角について

以上のように、とも削り法によって工具寿命が著しく延長されることは切削機構になんらかの変化があるためではなからうかと推定して、切削の厚さを測定したものが図8である。

図8においていえることはとも削り法、とも削り法によらない場合に差異が認められないことであり、切削機構の変化のために工具寿命が延びたのではなく、とも

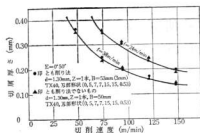


図8 切削厚さの変化

削り法による衝撃力の緩和および双先溶着物のぬぐい取り作用以外には思考されそうにない。

IV 結 言

18-8 ステンレス鋼の超硬合金工具による切削はかなり困難であるが、双部形状を一定にしての切削のときは、次のことがいえる。

1. とも削り法による切削は工具寿命を延ばすには有効であり、VT 線図からもはっきりと差異は認められた。実作業において黄銅板と被削材料を取付けることには問題点を残す。

2. とも削り法による切削は工具摩耗度もかなり安定し、炭素鋼のそれと大差はなかった。

また、切削動力も同様であった。

3. とも削り法のととき、とも削り法でないとき、いずれの切削角にも変化はない。

黄銅板によって双先溶着物のぬぐい取り作用、衝撃力が大きく緩和される作用であることが明らかである。

以上の結果より、とも削り法でないときは異常摩耗痕によって早期寿命を起すので、今後は双部形状などの工夫により工具寿命を延長すべく切削研究を行う。

文 献

- 1) 片岡, 山田: 本報告12 (1969), 140
- 2) M. Kroonenberg: Replacing the Taylor Formula by a new tool life Equation, 2 (1970), 193.

円筒研削作業に関する研究 (第3報)

軸受鋼の研削標準設定

南 良 良 治, 石 原 道 雄*, 野 口 豊 生**

I 概 言

研削標準の設定について並入れされた軸受鋼を砥石の種類を変えて研削実験を行ない、円筒プランジ研削において研削条件を一定とした場合の各砥石の研削精度、砥石寿命、砥石エッジ、および砥石半径の測定をし、研削砥石の選定をすることにした。

一方、生産加工技術に関する研究の進展をはかるために各国の研究者が寄り集まって協同研究を推進する機関である CIRP の G グループにおいても上記の砥石エッジおよび砥石半径減耗量の問題が取り上げられている。

そこで最適な砥石の選定をすると同時に砥石の種類により砥石エッジ、および砥石半径減耗量がどのような傾向を示すかをつかむために研究実験を行ない、その結果をのべる。

II 試料と実験方法

目直しされた研削砥石により規定切込を与えたプランジ研削を行ない、その時の研削量、研削動力、面あらし、砥石エッジ減耗量および砥石半径減耗量の測定を行ない各砥石の性能の比較を行なう。

1. 研削実験方法

実験方法は図1に示し、図2に示す形状の工作物を研

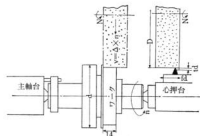


図1 研削実験方法

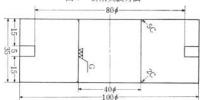


図2 被削材の形状と寸法

削幅 14mm、とりしろ 1.4mm (直径で) 研削し、上記の各測定をする。

2. 研削条件

研削条件は表1に示すような研削条件で、表2の化学

表1 研 削 条 件

砥石種	類	WA 60H・J・L, 100H・J・L, 150L	直 径	D	400 mm
工作物	材 質	S U T 2	硬 度	HxC 62	
	直 径 (dw)	100~83.7 mm	研 削 幅	b	14 mm
機 械	万能研削盤 (送り 250 mm, センタ間距離 630 mm, 心押軸 10 kg/f)				
研削方式	円筒プランジ研削				
ドレッシング	ドレッサ送り速度	150 mm/rev	ドレッサ切込み	td (ad)	0.02 mm
	ドレッサ種類	多石ダイヤモンドドレッサ	ドレッサ番号		
条件	砥石回転数	1,580 rpm	砥石周速	$U (V_s)$	2,000 m/min
	工作物回転数	106~126 rpm	工作物周速	$v (V_w)$	33.3 m/min
	切込み速度	0.39~0.35 mm/min	$\Delta (S_T)$		3.08~3.3 μ /rev

*山梨県機械金属工業指導所技師

**工業技術院機械試験所技官

研削液	半径とりしろ Δr (L_p)	0.7 mm	スパークアウト回数 n_s	0
	単位時間研削量 v_w (Z')	1.71~1.83 mm ³ /mm ² ·S	速度比 V_s/V_w (q)	60
種別	種類	ソリュブルオイル	流量 q	30 L/min
希釈	比率	30X	使用回数	

組成の工作物の研削実験を行なった。工作物の硬さは、Hc 62 である。

表2 化学組成 (%)

C	Si	Mn	P	S	Cr
0.95~1.10	0.15~0.35	0.5以下	0.025以下	0.025以下	1.30~1.60

3. 目直し条件

砥石半径減耗量およびエッジ減耗量測定のため、とくに入念に図3に示す多石ダイヤモンドドレッサーを使用し送り速度 150 mm/min、切込み 0.02 mm で目直しを行なった。

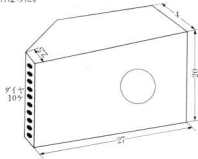


図3 ドレッサーの形状

4. 測定方法

(1) 研削量

研削前後の工作物の直径を測定し、これを累積して単位研削幅当りの研削量を算出した。

(2) 研削抵抗

記録電力計を使用し、研削時の負荷電力と無負荷電力の差、すなわち正球入力を切線研削抵抗に換算した。

切線研削抵抗 F_t (kg/mm) =

$$\frac{102 \times \text{研削動力}}{\text{砥石周速}(\text{m/min})/160} + \text{研削幅}$$

(3) 研削面あらし

触針式表面あらし測定機により工作物面上を4ヶ所、研削方向に直角に平均あらし $H_{CLA}(\mu)$ の値で読みとり、その平均値をとった。

(4) 砥石半径およびエッジ減耗量

15 mm 幅の工作物を 14 mm 幅だけ、直径にて 1.4

mm の切込みを与えて砥石半径およびエッジの減耗を生ずる様に研削する。砥石半径減耗量については図4に示すように直接ダイヤルゲージを砥石中心線に向い、砥石面に直角にあてて砥石周6ヶ所を測定し、その平均値を測定量 $\Delta R(\mu)$ とする。またエッジ減耗量については、砥石をドレッシングした後、研削量 0 mm³/mm の時点から一定の研削量ごとに図5に示すように、厚さ 1 mm の軟鋼板を治具に取りつけてエッジに 45° の角度となるように押しつけ転写し、その形状を投影機を使用し50倍に拡大してその像を撮影して減耗している面積を測定量 $A_{xx}(\text{mm}^2)$ とする。

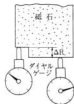


図4

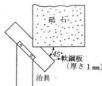


図5
砥石減耗量およびエッジ減耗測定法

(5) 使用機器

万能研削機：ナクスユニオン社 (西独) R U-250
電力計：横河電機 KR-32型
触針式表面あらし計：テイラーホブソン社製 Talsurf 3型
万能投影機：日本光学工業製 Model 6
ダイヤルゲージ：シチズン時計製 (1φ表示)

5. 砥石寿命について

研削砥石は切削工具として自生発刃作用をする。これは大きな特徴であり、自生発刃作用が適度に行なわれれば切味の変化はなくその状態は図6に示されるようになる。このような研削機型を正常型研削機と呼んでいる¹⁾。

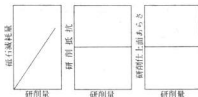


図6 正常型研削機型

図6に示すように研削量に対して砥石減耗増大割合、研削抵抗、研削面あらさは長期に一定割合を維持するであろう。しかし現実にはそのような状態はむづかしく、研削盤の性能や砥石の組成の不均一さ研削作業条件などにより正常型研削の形は崩れ、研削精度に影響するであろう。

研削精度としては、まず製品の品位に関するピビリマークや焼けによる変色、寸法形状に関するものがある。焼けが発生する場合は研削抵抗の急増がみられ、ピビリの発生するときは逆に減少する傾向がある。

この点を砥石寿命点とした。

研削抵抗は寿命の一つの判定に用いた。つぎに「目直し時のドレッサの切込量と砥石寿命のときの砥石半径減耗量とは比較よく一致している」¹⁾教習説から、ドレッサ切込量を20 μ にしたので砥石半径減耗量を20 μ になった点をもって寿命とした。この砥石寿命については実験結果と考察の後半でべる。

■ 実験結果と考察

1. 研削精度からみた砥石寿命について

(1) 研削抵抗について

研削砥石は一般の切削工具と異なり、製造方法、組成により、同じ結合度でも粒度の大小により実際の作用硬さがちがうことに留意する必要がある。

研削抵抗は砥石の切刃構成(自生発刃作用)におよぼす影響は大きく、使用する研削砥石により、研削抵抗は図7のような傾向を示す。この傾向より砥石の結合度が硬くなるにしたがって、切線研削抵抗は増大する。

粒度の影響については、砥粒粒径の大きいほど研削抵抗は高くなる傾向がある。粒度 $\#90$ は目こぼれ型砥石寿命を示し、 $\#150$ においては焼けによる目つぶれ寿命を示している。研削抵抗は寿命点を境に急激に増大する傾

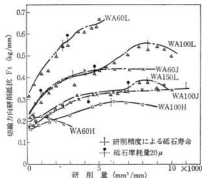


図7 研削砥石の種類と研削抵抗の関係

向を示す砥石は、結合度の硬い砥石が比較的多い。

結合度Hのような軟かい結合度の砥石では寿命点より下降線をたどっている。結合度Jについてはあまり変化がない。以上のことから砥石粒度、結合度ともに研削抵抗に大きな影響があり、研削条件により、砥石の寿命型に相違があり、研削作用硬さもちがってくる。

(2) 研削面あらさ

研削面あらさを図8に示し、あらさは砥石粒度、結合度により左右される。

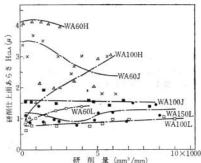


図8 各砥石による研削仕上げ面あらさ

実験結果よりつぎの4通りの傾向がみられた。

(a) 研削量の増大とともに研削仕上げ面あらさが低下する。結合度の軟かい砥石にその傾向がみられる。

(b) 研削量の増大には関係なく、仕上げ面あらさはほぼ一定値を保つ。

結合度の高い砥石にその傾向がみられた。

(c) 研削量の増大とともに仕上げ面あらさも増大する。粒度の細かい結合度の軟かい砥石にその傾向がある。

(d) 研削量の増大とともに仕上げ面あらさは低下したり増大したりする。

図8の $\#150L$ にこの傾向が出ている。

上記 a, b, c の型は一般研削加工中よく現われる。砥石の結合度から考えると100L, 60Lとが一番安定し、研削初期あらさと砥石寿命点のあらさの比が1に近く、理想あらさ曲線に近い。150Lについては、砥石作用硬さが高ざるとこのようなあらさ曲線になったものと思われる。

結合度Jについては研削量増大とともに研削面あらさは良好になっている。

結合度Hは、研削面あらさは大きな値を示し不安定である。これは作用硬さが軟らか過ぎるためと思われる。

粒度の影響については $\#90$ が仕上げ面あらさが一番悪

く、#100、#150 はあまり差がないが、#100 が一番安定した理想あらし曲線に近い。

(3) 砥石半径減耗量

(a) 粒度と砥石半径減耗量

図9のグラフにこの関係を示す。

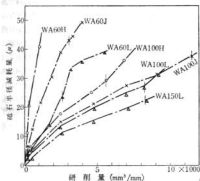


図9 各砥石半径減耗量

粒度100と150の砥石は同一線に近い増加の傾向であるが粒度90の砥石では半径減耗量の増加が大きくなっている。このことから粒度が細くなれば半径減耗量が比例的に減少するとはいきれない。また砥石寿命点を越えると砥石半径減耗量は急増する傾向がある。このことは砥石の切れ味が悪くなり砥粒の脱落が生じたと考えられる。

(b) 結合度と砥石半径減耗量

図9にこの関係を示すように、結合度の強い砥石ほど砥石半径減耗量は小さい。ところが粒度が細くなるにしたがってその傾向は結合度の影響を受けなくなりH・J・Lの結合度とも同一線に近くなる。

この理由としてつぎに述べることが考えられる。

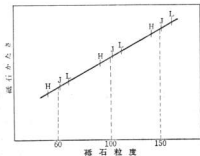


図10 砥石の性状

図10は砥石かたさ、粒度、結合度の関係を示したグラフである。

このグラフから云えることは同一結合度の砥石でも粒度が違うと砥石の硬さが違っている。それゆえ、もし100Lと150Hの間の砥石の硬さで耐え得る研削抵抗で加工するのなら、粒度150の砥石の結合度にはあまり関係しなくなる。一方グラフから考えて砥石半径減耗量増加の傾向には、大きく分けるとつぎの3種類の型があるように思われる。

第1にある一定の研削量までは直線的に増加し、その後は一定の値を取るようになってくる型、これはほとんど研削焼けが発生している。第2には砥粒の脱落がはげしく、砥石半径減耗量が砥石切方面上でばらついている型、これはビジリが発生し、もしくは著しく面あらしが悪くなっている。第3には上記の中間的な型があり適当に自生作用がくり返され、砥石寿命点が長くなっている²⁾。

(4) 砥石エッジ減耗量

(a) 粒度と砥石エッジ減耗量

図11にこの関係を示す。粒度100と粒度150の砥石は初期値がちがうだけで後に平行し増加の傾向は同一に近い。粒度90の砥石では結合度Hの砥石をのぞいてやはり初期における減耗量は大きであるが、一定量減耗するとその後は増加の傾向がなくなり減耗量の値が一定となる。

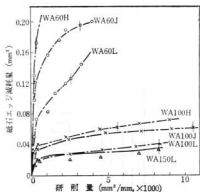


図11 各砥石の砥石エッジ減耗量

(b) 結合度と砥石エッジ減耗量

図11のグラフにこの関係を示す。結合度が強くなると砥石減耗量の増加の割合は小さい。粒度90では結合度による減耗量の差がかなりある。結合度がLになると粒度100と150は同一線に近くなる。

この理由としても前述した砥石かたさ、粒度、結合度

の関係がいえると思われる。

(c) 砥石半径減耗量と砥石エッジ減耗量

図12のグラフの結果から、粒度60の砥石は結合度の影響がはっきり表われている。60H, 60J, 60Lの順にエッジ減耗量は小さくなっている。ところが粒度100, 150の砥石では、結合度が硬くなるにしたがって、あまりはっきりした差は表われず同一線に近い傾向であり、砥石半径減耗量のある値までは急激に増加し、それ以上の半径減耗量の値ではある一定値を砥石エッジ減耗量となっている。

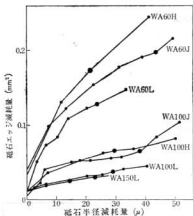


図12 砥石半径減耗量とエッジ減耗量の関係

(5) 研削比について

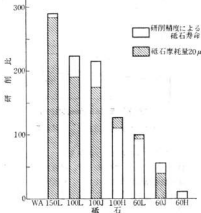


図13 砥石の種類と研削比

図13に砥石の種類と研削比について示し、斜線部分は20μ型砥石寿命(後述)と研削精度からみた砥石寿命のグラフであり、これによると、いずれの場合も粒度の細かい、結合度の硬いものほど研削比は高くなっている。

(6) 目直し間研削量

各砥石の目直し間研削量の比較を示したのが図14であり、20μ型砥石寿命については研削比と同じ傾向となっているが、研削精度からみた場合は100Jの砥石が目直し間最大研削量を示す。結合度の軟らかい砥石は早期に目こぼれを起し砥石寿命の低下により目直し間研削量は減少する。とくに粒度番号の小さい砥石はこの傾向がある。結合度が逆に硬くなると作用硬さが大きく目つぶれ型の砥石寿命となり、目直し間研削量の低下しているものと思われる。結合度については本実験による研削条件では、自生発刃作用が適度に行なわれているものと考えられる。

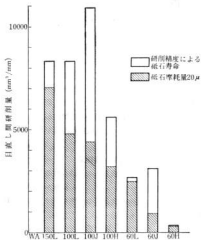


図14 各砥石の目直し間研削量の比較

以上の結果は研削精度(仕上面あらさ、焼け、びびり、だれ)を主体とした砥石寿命判定を行ない、砥石寿命にいたるまでの考察を行なった。

2. ドレッシング効果による砥石寿命について

砥石の目直しによる効果としては砥石切刃の形成、研削仕上面あらさを良好にすることだけでなく、砥石の表層部の砥粒部破砕や結合強さを変える¹⁾。影響を受けない砥石内部と比較して、研削抵抗は図7に示すように、研削の初期には比較的なめらかな上昇カーブを描いている。しかし「ドレッシング切込量を砥石寿命限の砥石半

表3 研削精度による砥石寿命における測定値

測定 砥石の種類(WA)	研削量 (mm ² /mm)	仕上面あらさ (HCLA μ)	砥石半径減量 ΔR (μ)	砥石エッジ減量 Ask (mm ²)	切研抵抗 Ft (kg/mm)	研削比
60H	352	3.84	21.0	0.172	0.20	13
60 J	3115	2.35	43.5	0.196	0.41	57
60 L	2680	1.08	23.5	0.128	0.56	91
100H	5611	3.07	29.5	0.065	0.30	111
100 J	10872	0.96	38.0	0.065	0.37	215
100 L	8323	0.93	28.5	0.037	0.51	223
150 L	8330	1.36	22.9	0.038	0.38	288

表4 20 μ 型砥石寿命における測定値

測定 砥石の種類(WA)	研削量 (mm ² /mm)	仕上面あらさ (HCLA μ)	砥石半径減量 ΔR (μ)	砥石エッジ減量 Ask (mm ²)	切研抵抗 Ft (kg/mm)	研削比
60H	352	3.84	22	0.172	0.201	13
60 J	924	3.91	20	0.149	0.331	37
60 L	2492	1.19	20.2	0.122	0.552	100
100H	3214	1.73	20	0.055	0.267	127
100 J	4411	1.66	20.2	0.052	0.331	174
100 L	4789	0.80	20.1	0.032	0.420	191
150 L	7052	1.47	20	0.029	0.324	281

径減量とは比較的良好一致する¹⁾という牧野説より考えてその点を砥石寿命とした場合、研削抵抗の変化がはっきりと認められる。結合度の軟らかい砥石についてはあまり変化はない。結合度の硬い砥石については、ドレッシング効果がはっきりとでて寿命より急上昇している。

研削面あらさについては寿命点を境に下降、上昇、平行する型があり、寿命点以後の仕上面あらさは、軟かい砥石はバラツキが多く、自生むらが目立つ。

粒度100の砥石においては研削初期仕上面あらさと砥石寿命あらさはほぼ一定で安定している。

砥石半径減量については粒度60の砥石についてはドレッシング切込量までの半径減量は結合度に比例している。図に示すように砥石半径減量とエッジ減量の関係については砥石半径減量を一定とした場合は粒度の大小、結合度の硬軟による差がはっきりと示されている。粒度60の砥石では本実験による研削条件での研削では、形状劣化をさきう研削作業には問題があると思われる。

つぎにさきにくのべた2つの砥石寿命における各測定値を表3、表4に示す。表3は研削精度による砥石寿命における各測定値を、表4に砥石半径減量を20 μ にしたときの砥石寿命における各測定値を示した。

IV 結 言

軸受鋼の円筒ラッピング研削を7種類の砥石を使用して

研削実験を行ない、つぎのような結果を得た。

1. 砥石の選定については研削量、砥石減量、研削仕上面あらさを主体に判定し、表5、6の結果を得た。この表は良い結果順に1、2、3と判定順位をつけた。

表5 砥石寿命における判定

測定 砥石(WA)	研削量	仕上面あらさ	半径減量	砥石エッジ減量	研削比	総合判定
60H	7	7	7	7	7	7
60 J	5	6	6	6	6	6
60 L	6	3	5	5	5	5
100H	4	5	4	4	4	4
100 J	1	2	1	3	3	1
100 L	3	1	3	2	2	3
150 L	2	4	2	1	1	2

注：研削精度からみた砥石寿命

表6 砥石寿命における判定

測定 砥石(WA)	研削量	仕上面あらさ	半径減量	砥石エッジ減量	研削比	総合判定
60H	7	7	7	7	7	7
60 J	6	6	6	6	6	6
60 L	5	2	5	5	5	5
100H	4	5	4	4	4	4
100 J	3	4	3	3	3	3
100 L	2	1	2	1	2	2
150 L	1	3	1	2	1	1

注：20 μ 型砥石寿命

表より、研削精度を主体にした場合、WA100 Jが一番成績が良好である。

2. WA 100 Jについて 100L, 150L と成績が続き、大差はない。

3. 砥石エッジ減耗については粒度の影響が大きく左右する。

4. 結合度は硬い順にはば良い結果が得られた

5. 砥石エッジ減耗の進行形状は各砥石とも似かよっている。

6. WA60の砥石については、研削量、研削仕上面あらし、砥石減量において問題がある。

この研削実験は工業技術院機械技術研究所で行なった

ものであり、終始熱心にご指導いただいた当所生産加工部ロボット工学課の尾崎課長、野口豊生、高橋保雄、和井田徹、井上英夫技官はじめ、ロボット工学課の各氏に対し厚く感謝の意を表します。本実験に当り常に実験とともに行なった山梨県機械金属工業指導所の石原道雄技師に対し、深く感謝いたします。

文 献

- 1) 牧野：機械試験所報51(1964), 6, 11.
- 2) 野口、高橋、長岡：昭和44年度精機学会春季大会学術講演前刷(円筒ブランチ研削における砥石エッジ減耗) (1969)

一
取付
取外し
度によ
精度の
となる
歯車
より取
下を起
る。
歯形
り、歯
影響を
えた歯
外して
したも

実験
2型で
×68×
万能歯
試験機
研削
被削歯
回転数
被削

モジュ
ール

研削歯車に関する研究 (第2報)

被削歯車の穴精度が研削歯車の精度におよぼす影響

岡崎 豊, 兼広 二郎, 山崎 隆志

1 緒 言

一般に精度のよい歯切盤, 研削盤で加工された歯車は取付軸に対しては, ほとんど偏心がなく, 取付軸から取外して使用される機械に組込まれた際, その取付け精度によっては偏心があらわれる。この偏心は歯車の従合精度の低下をもたらす, 著しい場合には歯車騒音の原因となる。

歯車研削盤でJIS 1~2級相当に研削した歯車も取付軸より取外して工作機械に取付けると, 偏心により精度低下を起し予期した精度が得られない場合がしばしばある。

歯形精度は歯車の形状を構成する最も重要な要素であり, 歯形が正常であるか否かは歯車の運転性能に大きな影響を及ぼすので, 本実験はプランクの精度を種々に変えた歯車を研削し, その時の歯形精度と取付け軸より取外して偏心を故意につくり, その歯形精度とを比較検討したものである。

2 実験方法

実験に使用した歯車研削盤は岡本工作機械製 SHG-2型で, ウォーム状砥石は WA-150-J-m-V-350×68×160を使用した。検査機器は浜井産業の5LD型万能歯車試験機と, カール・ツァイス・イェーナ社の歯車試験機を使用した。

研削条件は切込み 0.05 mm (歯面に対してはその $\frac{1}{2}$)
被削歯車1回転当りの歯スジ方向の送り 0.5mm 砥石の回転数は 1,500 rpm で研削した。

被削歯車の話元は表1のとおりである。

表1 被削歯車の話元

モジュール	圧力角	歯数	ネジレ角	歯巾	材質	熱処理
2	20°	45	0°	10mm	S45C	焼ならし

被削歯車の穴径の加工は表2のとおりにした。

表2 被削歯車の穴径 (単位 mm)

55.012 ~55.008	55.019 ~55.015	55.027 ~55.023	55.045 ~55.041	55.072 ~55.068	55.112 ~55.108
H 5	H 6	H 7	H 8	H 9	H 10

下段は JIS B 0401 による寸法公差の等級である。アーバー精度は 55.000-0.004 mm (JIS 3級) であった。

実験方法は, まず供試歯車をアーバーに取付け外周のフレを10 μ 以下におさえて研削した。つぎにそのままの状態歯形, 歯スジ, 歯ミゾのフレを測定し, つぎにアーバーより歯車を取外し最大な偏心ができるようにアーバーに取付けて, 再び歯形, 歯スジ, 歯ミゾのフレを測定した。

表3に供試歯車の JIS (B1702)での歯車精度の等級を示す。

表3 JIS 規格の歯車精度 (単位 μ)

等級	歯形誤差	歯ミゾのフレ	歯スジ方向誤差
0	4	12	7
1	5	16	8
2	7	23	9
3	10	33	11
4	15	46	14
5	21	66	17
6	29	92	22

3 実験結果と考察

表4は歯車研削後取付け軸のまま測定した結果である。

表4 歯車研削後取付け軸のままの歯車精度 (単位 μ)

	ϕ		ϕ		ϕ	
	55.010	55.017	55.025	55.043	55.070	55.110
歯形誤差	6	7	7	6	7	7
歯スジ方向誤差	3	5	4	3	4	4
歯ミゾのフレ	8	11	9	7	10	14



図1 歯形曲線

表5は故意に偏心をつかった後測定した結果である。

表5 故意に偏心をつかった後の歯車精度(単位mm)

	ϕ 55.010	ϕ 55.017	ϕ 55.025	ϕ 55.043	ϕ 55.070	ϕ 55.110
歯形誤差	7	10	11	12	18	23
歯スジ方向誤差	14	6	4	4	4	5
歯ミゾのフレ	15	29	32	53	82	115

図1は55.110 ϕ の偏心による歯形誤差の変化を示した。

歯車の偏心で生ずる歯形誤差の理論式は次式で表わされる。

$$f_p = \frac{e}{m \cdot z \cdot \cos \alpha_0} \cdot f_r$$

f_r : 偏心 f_p : 歯形誤差 z : 歯数
 α_0 : 圧力角 m : モジュール

ここに e はカムアイ長さであり、標準歯車のカムアイ長さ e は相手歯車に等しい歯末のラグとすれば

$$e = \frac{m}{2} \left(\sqrt{(z+2)^2 - z^2 \cdot \cos^2 \alpha_0} - z \sin \alpha_0 + \frac{2}{\sin \alpha_0} \right)$$

で表される。

$m=2, z=45, \alpha_0=20^\circ$ の場合は

$$f_p = \frac{\sqrt{(z+2)^2 - z^2 \cdot \cos^2 \alpha_0} - z \sin \alpha_0 + 2/\sin \alpha_0}{2z \cdot \cos \alpha_0}$$

$= 0.130 f_r$ となる。

実際の理論式は上式に表4の歯形誤差を加えたものとなる。平均歯形誤差は6.5 μ となる。

$$f_p = 0.130 f_r + 6.5$$

図2は表5の歯形誤差と最大スキマシロ(約歯ミゾの

フレ)の関係をグラフで示した。

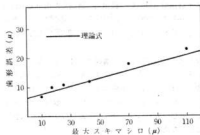


図2 歯形誤差と最大スキマシロの関係

表4より各歯車共歯形誤差は2級、歯スジ方向誤差は0級、歯ミゾのフレは0~1級の精度で研削されている。

表5から偏心後歯スジ方向誤差は偏心前と変わらず精度の低下は見られなかった。又偏心後の歯ミゾのフレから偏心前の歯ミゾのフレを引いたものと穴径はほぼ一致している。歯車の歯ミゾのフレの測定値には、歯車の偏心のほか歯ミゾの巾の不同が関係するが、供試歯車では研削後の精度がよいので巾の不同は無視してもよいと思われる。

図2から偏心後の歯形誤差もほぼ理論値と同じ傾向にある。多少理論値より上下するのは次の加工精度が偏心前の歯形誤差、歯形曲線からの測定誤差が累積されるためであると思われる。

IV 結 言

以上の実験よりつぎのことがいえる。

1. によって
2. 下を起
3. さない
上記
精度に
が起り

1. 一般に用いられているハメアイでは、取付け精度によって、歯形誤差は JIS 規格 1~2 クラスの精度低下を起す。

2. 歯ミソのフレは JIS 規格で 2~3 クラスの精度低下を起す。

3. 歯スジ方向誤差は偏心によっては精度低下を起さない。

上記の事から高精度の歯車を使用しても、その取付け精度によっては、使用機械の精度低下および騒音の発生が起りうるわけである。

おわりに試料作製に協力下さった和岡本工作機械製作所広島工場に謝意を表します。

文 献

- 1) 歯車便覧編集委員会編：日刊工業新聞社、
歯車便覧 (1962) 168
- 2) 日本規格協会編：
JIS ハンドブック (機械要素) (1968) 83~93
- 3) 仙波正荘：歯車第 2 巻日刊工業新聞社
(1962) 378~381

研削歯車に関する研究(第3報)

カムアイ率の変化が研削歯車の精度におよぼす影響

山崎隆志, 兼広二郎, 岡崎 豊

1 概 言

ウォーム状砥石により歯車を研削する場合、被削歯車の歯数によって工具と歯車のカムアイ率は変化する。この変化は被削歯車の諸精度に影響を与える。文献によると2以下のカムアイ率、あるいは23以下の歯数の被削歯車の精度に悪影響を与えたとはいわれている。

これは噛合う歯が1から2あるいは2から1に移る場合に1つの歯に加わる荷重が不連続的に変動するため、ウォーム状砥石がたがみ、その為被削歯車の精度が低下すると考えられる。その反面カムアイ率が2、歯数が23以上の場合、ウォーム状砥石にはいつも2組以上の歯が噛合っているため、歯に加わる荷重は安定して精度の良い歯車が製作できると考えられる。

本実験は歯数の違う歯車を同じ条件の砥石、研削条件で研削を行い、研削歯車の歯数が少なくなるにしたがっ

てその精度がどの程度低下するかを究明した。

II 実験方法

実験に使用した歯車研削盤は岡本工作機械製作所製 SHG-2 型で、ウォーム状砥石は WA-150-J-m-V-350×68×160 を使用した。また検査に使用した試験機は歯形誤差、歯スジ方向誤差測定に浜井産業製歯車試験機 5LD を、ピッチ誤差、歯ミゾのフレはカールツプアイエナ社製歯車試験機を使用した。

被削歯車の諸元は表1に示すもので研削条件は切込み 0.04 mm (歯面に対して 0.03 mm)、被削歯車1回転当りの歯スジ方向の送り、0.5 mm、砥石の回転数 1,500 rpm で研削した。

なお砥石の条件を同じにするため、砥石の成形は再成形は行わず1回研削するごとに砥石をシフトすることで解決した。

表 1 被削歯車の諸元

モジュール	圧力角	歯数	ネジレ角	歯巾	材質	カタサ	熱処理
2	20°	17, 19, 22 23, 25, 30 35, 45	0°	10mm	S35C	HB166	焼ならし

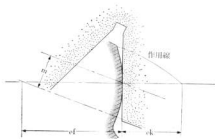


図1 砥石と歯車のカムアイ

次に図1に砥石に歯車のカムアイ状態を示す。カムアイ率 ϵ_a を求めるには

$$\epsilon_a = \frac{Pq}{\text{基礎円刻み } t_a}$$

$$Pq = e_a + e_f$$

$$e_a = \sqrt{r_{a1}^2 - r_{a2}^2} - r_{a1} \sin \alpha_a$$

$$e_f = \frac{h_a - h_{1a}}{\sin \alpha_a}$$

ここで r_{a1} : 歯先円半径
 r_{a2} : 基礎円半径
 r_{a1} : 基準ピッチ円半径
 α_a : 正面圧力角

h_1 : 有効歯タケ

h_2 : 歯末のタケ

上式で求められた各歯車のカムアイ率を表2に示す。

表2 各歯車の砥石とのカムアイ率

z 17	z 19	z 22	z 23	z 25	z 30	z 35	z 45
1.920	1.92	1.94	1.95	1.955	1.974	1.99	2.02

■ 実験結果と考察

1. ピッチ誤差

図2、図3、図4に単一ピッチ誤差、隣接ピッチ誤差、累積ピッチ誤差とカムアイ率との関係を示すが歯数17枚を省いてあまり変化がなかった。これは研削盤および研削方法によるためで割出機構、削成で研削を行うため、切削がとぎれず連続的に割出し、研削が行われるためにピッチは高精度に仕上るのである。17枚の歯車の各ピッチ誤差はブランクの精度不良も影響しているものと思われる。

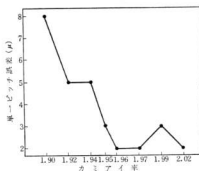


図2 単一ピッチ誤差とカムアイ率との関係

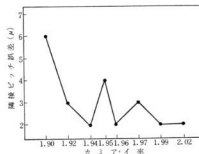


図3 隣接ピッチ誤差とカムアイ率との関係

累積ピッチ誤差は全般に大きかったがこれは歯ミゾのフレによるものと思われる。

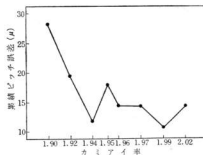


図4 累積ピッチ誤差とカムアイ率との関係

2. 歯ミゾのフレ

図5に歯ミゾのフレとカムアイ率の関係を示すが歯数が少なくなるにしたがって誤差は大きくなっている。これはカムアイ率の低下ももちろんであるが、アンダーカットも多少影響しているものと思われる。

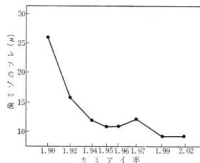


図5 歯ミゾのフレとカムアイ率との関係

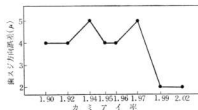


図6 歯スジ方向誤差とカムアイ率との関係

3. 歯スジ方向誤差

図6に歯スジ方向誤差とカムアイ率の関係を示すが影響は見られなかった。

4. 歯形誤差

図7に歯形誤差とカムアイ率の関係を示すがカムアイ率が低下するにしたがって歯形誤差は大きくなっていく。これは緒言でのべたように歯数の少ない歯率は砥石とのカムアイが安定せずそれでこういう結果になったものと思われる。この図でカムアイ率 2.02 (± 45 枚)と 1.903 (± 17 枚)を比較した場合約 5μ の差があるが、これを JIS 規格で見ると 2クラス程度の精度低下を起こしているが、実際にはブランクの精度のバラツキなどを

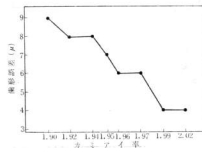


図7 歯形誤差とカムアイ率との関係

考慮して1クラス程度の精度低下を起こすものと思われる。

IV 結 言

以上の実験をした結果、つぎのことがいえる。

1. 文献¹⁾にもあるように、単一ピッチ誤差、隣接ピッチ誤差、累積ピッチ誤差、歯ミゾのフレはカムアイ率の変化に多少の影響はあるが、ブランクの精度その他の影響によることが多い。
2. 歯形誤差はカムアイ率が低下するにしたがって、大きくなる。JIS B1702 で1クラスから2クラス程度になるとと思われる。
3. 今回の実験では緒言にのべたように歯数23以下は良い精度が得られないということであったが、ブランクの加工精度など考慮すれば、歯形誤差に注意すれば良い。

おわりに今回の実験は試料の不足およびブランクの加工精度の不良など、種々不完全なところもあった。次回にこれらを反省しカムアイ率の範囲を拡大し(とくに低いカムアイ率)実験を進めていきたいと思う。

文 献

- 1) 仙波：歯車 第1巻 日刊工業新聞社 (1962) 158
- 2) 中田：転位歯車誠文堂新光社 (1949) 77

切削温度検出用バイトの試作について

吉池啓佑

1 緒 言

切削温度の測定法についてはすでに数多くの研究報告があり、色々な測定方法が発表されているが、¹⁾²⁾それぞれ一長一短があるようである。

当場機械科においても、このたび被削性測定の一環として切削温度を測定することになり、二、三の予備実験を繰り返したのも、一応満足できる測定結果が得られるようになったのでここに報告することにした。

2 器材と実験方法

被削性測定には Ca-Si 脱酸鋼板材 (厚さ 20mm) を数枚、アーバーに取付けて丸棒に成形した供試材を使い P20, 31型バイトにより旋削実験を行なう事が実験手順に定められており、切削温度の測定についても、できれば他の数種類のデータと同時に測定値が得られる方法が望まれていたため、測定方法の選択の余地も非常に少ないものとなっていた。

代表的な測定方法とその長所、短所をあげるとおよそつぎのようなものであらうと思われる。

1. 熱電対による方法

(1) 熱電対法

通常使用されている熱電対を絶縁管と共にバイト内にもめ込む方法、簡単な測定器で測定可能であり、測定精度も高いが熱電対取付穴加工、支持方法など困難な点も多い。

(2) ワーク・バイト熱電対法

被削材とバイトをそれぞれ熱電対素子として利用する方法、非常に簡便な方法であるがバイト、ワークなどを工作機械と絶縁しなければならず、また被削材からリード線を引出すためにはスリッパリングなどを用いる必要がある。

(3) 2本バイト法

2本の材質の異なるバイト、またはチップを熱電対素子として利用する方法で、各バイトに同一切削条件を同時にあたえなければならない。ハイス—超硬の組合せが一般的に行なわれているようであるが熱起電力も低く、その校正も困難である。また切削条件などにも多くの制約を受けることになる。

2. 示温塗料による方法

加熱されることにより色彩の変化する塗料を塗布し温度とその分布状況を求める方法で特別な測定器は必要としない。温度分布状況を知るには非常に便利な方法であるが測定法自体の精度が低く、正確な値を得ることはむずかしい。

3. 切削のテンパーカラーによる方法

排された切削表面のテンパーカラーから切削時の温度を推定する方法、非常に大きな値しか得られず、実用にはまったく適しない。

4. ふく射高温計による方法

通常使用されている光高温計は測定温度範囲が高すぎるくらいがある。光学系の精度が問題にならうが赤外線領域を使用すれば測定可能であると思われる。現在のところでは適当な測定器はみあたらないようである。

5. その他の方法

以上のような各測定方法とすでに定められていた実験手順を検討した結果、1—(1)にあげた熱電対法を一部変更することにより測定可能であると思われたのでこれを採用することにした。

主な変更点はつぎの2点である。

1. P20チップと異種金属を組合せることにより熱電対を構成する。
2. 起電力の低いことが予想されるのでこの不足分は直流増幅器によりおぎなうこととする。

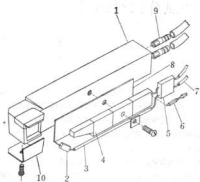
使用した器材はつぎのようなものである。

放電加工機	西部電機	E—102
直流増幅器	横河電機	EM—A11
管状炉	自家製	5 kW
ペンレコーダ	渡辺測器	WTR—210
パーカッション		
ウェルダ	富士電波工機	MCW—3373

3 結果と考察

試作された切削温度検出用バイトの形状を図1に示す。右側に見えている2本のチップ9は冷接点冷却用水を循環させるためのものであり、冷接点に接近して接点温度測定用熱電対6を取付けた。

このバイトはP20チップをロウ付けした31型バイトで、チップ自体を熱電対素子の一つに使用し、これと異種金属として0.7mmφの鋼線を組合せることにより熱



番号	品名	番号	品名
1	31型バイト	6	熱電対
2	温接点保持板	7	リード線
3	絶縁管	8	マイカシート
4	P20超硬合金棒	9	冷却水管
5	端子板	10	温接点保護板

図1 試作されたバイト

電対を構成させている。

呉工試に設置されている放電加工機では超硬チップに直径1mm程度の穴明け加工を行なうことが不可能であったので、横にけ面に細いミノをほり込み、熱電対取付兼引出し用として利用した。

温接点は切刃より0.5mm下に置いた。この厚みはうすければうすい程実際の切削温度に近いものが測定できるわけであるが、それだけ切刃強度が低くなるので極度にうすくすることはできない。

また、超硬チップを熱電対に使うためには冷接点までの引出し用同材質小径棒が必要であるが、これは特別注文品となるため入手に相当期間を要すると思われたので市販チップをロウ接着して矩形断面を持つ棒を作り、これを上記銅線と同じ横にけ面側シャンクにマイカシートをはさんでネジ止めしている。

なお銅線の絶縁にはビーズ素材であるガラス管が適当な内外径を持っていたのでこれを切断して利用している。

熱起電力の校正は5kW管状炉によって行なった。この時の状況を写真1に示す。

右側より冷接点温度計、温接点温度計、手前側が直流増幅器、熱ペンレコーダーである。

校正は炉内雰囲気温度を50°Cおきに変化させて5分

間保ち、その時の出力電圧を直流増幅器に入れ熱ペンレコーダーにより記録させた。

炉内雰囲気温度はバイト切刃直上部に熱電対を挿入して測定し、その結果を図2に示す。

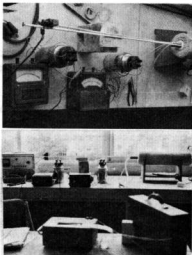


写真1 熱起電力の校正

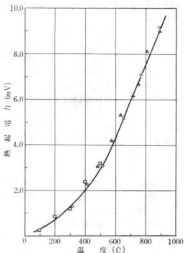


図2 熱起電力校正曲線

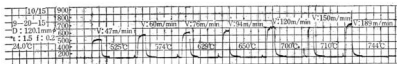


図3 切削速度による刃先温度の記録図

500°C附近に偏向点があるがそれ以上の温度範囲ではほぼ比例関係にあるようである。

図3および図4に実際の測定実験によって得られた記録チャートとその結果の一例を示す。

切削条件は速度 50 m/min~200 m/min, 送り 0.1 mm/rev~0.4 mm/rev, 切込 1.5 mm, 被削材は Ca-Si 脱酸鋼である。

IV 結 言

切削温度の測定法としては熱電対を使用する方法が簡便で実用的であると思われる。

この実験ではやむを得ず WC-Cu 熱電対のかたちで使用したため、その熱起電力も 1,000°C°で約 10 mV と多少低いが他の適当な材質を選定すればより大きな起電力が得られる可能性もあると思われる。

なお、測定は切刃直下部で行なっているため、切刃の真の温度よりわずかに低い温度を測定値として得ていることになるが実用上問題になる程ではない。

実際の測定にあたっては精度、応答性、安定性ともに満足すべき状態であった。

文 献

- 1) 精機学会：精密工作便覧，コロナ社，(1958) 47
- 2) 青木保：工業計測，日刊工業，(1960) 582

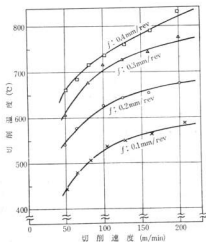


図4 切削速度と温度

騒音振動に関する研究 (第3報)

(低周波音による構造物への振動誘起について)

I 結 言

振動公害には一般に振動源からの振動が地盤を媒体として直接人体に感じる場合と、屋内において、建物構造物によって加振された2次振動を振動公害として感じる場合がある。後者の場合特にガラス窓、襖、障子の振動も誘起しており、視覚的な振動との相乗作用によって感覚的により大きく感じる場合が多く、不安、不快感を助長させるものである。

本県においても福山地区でこのような例があり夜間無ガラス窓等の建具が振動し、原因不明の微振動として騒がれたが、調査したところ通状考えられる土地振動は人体に感知できる程のものではなく、周辺工場騒音の特殊性を認めた。騒音分析すると低域に大きなピークをもつ性状のもので、それが原因となって建具等に振動誘起するのであろうとの結論に達した。直接の原因は低周波音によるものであるが、前記の意味からすれば振動公害のなかに含まれると思う。

公害振動は土地振動伝播を対象としているが、このような低周波音による構造体への振動誘起も公害の特例であらう。なお聴感上聞えにくい低周音であるため、騒音公害として問題となることは少ない。

本実験はそれらの振動性状を検討し、防除対策の資料とするため、模型実験を試みた。

II 実験方法

実験は図1のように鉄製の枠に数種の試料をボルトで支持し、音を放射して板に誘起する振動を解析した。実験材料は日本家屋の建具を仮定して一辺900mmの木板材を選んだが、実際には使用材料、大きさなど多くの項目がありそれらの条件の組合せは無数に考えられる。つぎに実験材料および支持法を示す。

実験材料	2.5mm厚ベニヤ材	900mm×900mm
	10mm	"
	5mm厚穴あきボード	"

支持法 周囲固定

中 塚 武 之, 大 下 巖

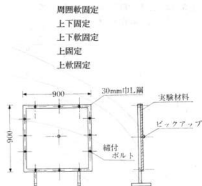


図1 材料取付図

穴あきボードは吸音ボードとして市販されているもので30mmピッチで5mm径の穴があいているものである。支持方法の中で固定とはボルトを締付た状態、軟固定は締付けない状態を示している。

放射音	20~600 c/s	純音	80dB
	20 c/s~20 kc/s	ホワイトノイズ	"
	送風機運転音		"
	変圧器		"
	コンプレッサー		"
	福山市工場騒音		"

板に放射する音を上記のように選んだが20~600 c/sの純音は低周波発振器によるものである。純音以外は実験上一度テープに録音し再生して行ったが、スピーカーの再生周波数特性がうねっているため、増巾器を補正し最終的には、テープレコーダを含めた再生系の総合周波数特性は図2のようになった。なお純音の場合は周波数ごとに増巾器の利得調整し、レベルが一定となるようにした。各機器の騒音は比較的的低域にピークを有し、振動誘起しやすいと考えられるものを選んだ。なお福山市工場騒音は前記した振動公害が発生している時に集録したものである。図3~7に各々の騒音の分析図を示すが、

ホワイトノイズはバンド分析するとオクターブあたり3dBのレベル上昇があり、分析曲線に傾きを生じるのでここではピンクノイズにより分析した。ピンクノイズは一度テープレコーダに記録、再生して分析したので、再生系の周波数特性を表しており、図2と類似したところが認められる。なお実験時はそれぞれ80dBに調整しレベルを一定にして放射した。

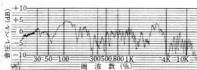


図2 テープレコーダ&スピーカー総合周波数特性

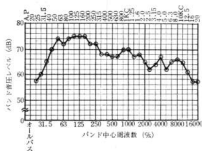


図3 ピンクノイズ

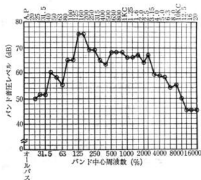


図4 送風機

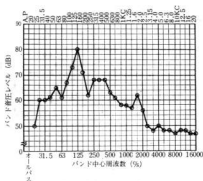


図5 変圧器

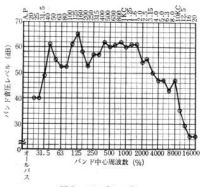


図6 コンプレッサー

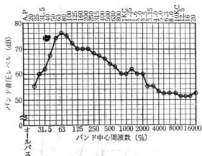


図7 福山、工場騒音

実験における振動の検出には、ピックアップ重量の影響を考慮して、比較的軽量の圧電素子型加速度ピックアップを使用した。

図8に本実験、測定機器のブロックダイアグラムを示す。

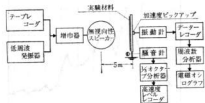


図8 実験ブロックダイアグラム

■ 実験結果と考察

図9～14は2.5mmベニヤ材における各々の音を放射した時の振動分析図である。低周波発振器によるレベルは他に比べて大きい。これは放射音の音圧レベルを比べると、一応に80dBにレベル調整して放射したものであるが、低周波発振器の場合単一周波数レベルが80dBであり、他の音の場合は総合周波数レベルが80dBで、単一周波数レベルは前者に比べてはるかに低い。ホワイトノイズを例にとると、単一周波数レベルは $10 \log(20000-20)$ だけ低い値となり、エネルギー的に考えて

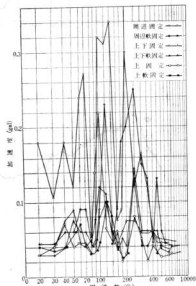


図9 低周波発振器による2.5mmベニヤ材の振動分析

低周波発振器によるものが大きいことが考えられる。又単一周波数振動であるため、他の周波数振動による打消作用がなく加振効率が良いということも考えられる。

図9の低周波発振器による振動レベルのピークは、そのまま各々の支持状態における共振点を表わしていると考えられ、前記した騒音分析図との両者の関係により振動状態が決つてくると思われる。その他においても図9のピークと一致する程大きな傾向は認められないが、全体的にそれに近い傾向を示し、特にホワイトノイズ、変圧器、送風機運転音は騒音分析曲線と似ており、音圧レベルと振動レベルが相関しているように思われる。なおどの場合も周囲固定の振動レベルが最も高く、全体的に拘束状態ほど振動レベルが高い傾向にありその点は疑問である。

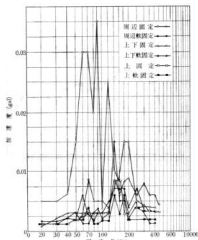


図10 ホワイトノイズによる2.5mmベニヤ材振動分析

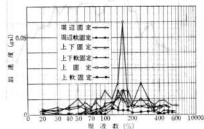


図11 送風機運転音による2.5mmベニヤ材の振動分析

図12

図13

図14

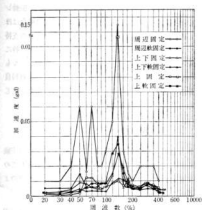


図12 変圧器運転音による2.5mmベニヤ材の振動分析

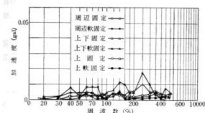


図13 コンプレッサ運転音による2.5mmベニヤ材の振動分析

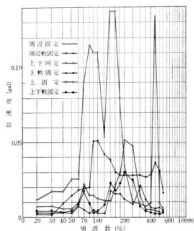


図14 福山工場騒音による2.5mmベニヤ材の振動分析

図15~17は穴あきボードで同様な実験を試みたもので、放射音は大きく性質の異なるホワイトノイズ、低周波発振器、福山で発生した工場騒音を選んだ。全体的にレベルはベニヤ材の時よりはるかに下がっているが、吸音材として市販されているもので、材料の吸音による振動減衰とも考えられる。振動ピークはそれぞれベニヤ材の時より周波数の高い方へ移っているが、前者に比べて材料の重量が大きく材質も石綿圧縮材で弾性が低く、それらの材料特有の性質が原因していると思われる。また、支持拘束度が大きくなる程振動レベルが高くなる傾向を示していたが、穴あきボードの場合前者程その傾向が強くない。

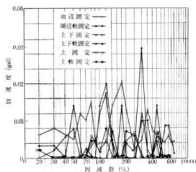


図15 低周波発振器による穴あきボードの振動分析

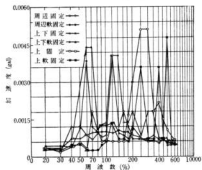


図16 ホワイトノイズによる穴あきボードの振動分析

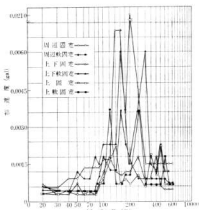


図17 福山工場騒音による穴あきボードの振動分析

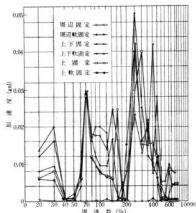


図18 低周波発振器による10mmベニヤ材の振動レベル

図18に10mmベニヤ材の低周波発振器による振動レベルを示したが、大きな特長として周辺固定の場合はほとんど振動が検出されていない。また、それぞれの支持状態におけるピーク位置が一致する傾向にあり、特に70c/sの低域共振点はその傾向が強い。振動レベルも2.5mm材に比べてはるかに下っている。これは材料自体の強度が著しく増したことで、複雑な分岐振動が生じ難くなったことが原因と思われる。

IV 結 論

複雑な音による振動誘起現象について、わずかの実験で明らかにすることはできないと思うが、公害としての範囲に止めれば、いままでの実験経過においてつぎのように推定できると思う。

1. 同一レベルの騒音でも、その周波数特性の低域(20~100c/s)に大きなピークを持つ性状のものは、建具等比較的軽い構造物に振動誘起し易く、建具の固有振動数および騒音の周波数特性上のピークが一致すればその傾向は更に強まる。
2. 建具自体の強度を増さねば、防振の目的で支持を強固にしても、それによる二次振動による騒音を防ぐ効果はあるが基本的な防振対策にならない。

実験上でデータ不足のため先走りした感はあるが、音による誘起振動の性状について研究の足掛りがつかめたと思う。以上の結論をより裏付け、振動の詳細な性状を知るためにはこれからの実験に負うところが多い。なお実験時の失敗でデータが得られなかった部分もあるが、その点を反省して今後さらに実験を進めていくつもりである。

やすりに関する研究(35報)*

やすりあたりによるかたさの判別について(その1)**

石田 節, 荊山 信行, 新田 明

1 結 言

金属製品のかたさ測定には種々なかたさ試験機が開発され工業関係に多く使用されているが、これらの試験機を使用しないで耐摩耗性を必要とする工具や部品の焼きの入り具合などを検査する方法として、やすりあたりによるかたさの判別が古くから使用されている。この方法はかたさ試験機によるかたさの測定よりも簡単で能率がよい場合、被測定物の形状の関係でかたさ試験機の使用が困難か、不可能な場合、あるいは試験機がない現場作業的な場合などに大変有効な検査法である。しかしこの方法は人間の感覚を計器の代りに利用して品物のかたさを推察する一種の官能検査であるため、その判別の範囲ならびに精度についての詳細なデータが見あたらない。

近代工業においては試験機を使用した数値による品物の検査法は非常によく開発されている反面、われわれの取扱う品物の中で人間でなければできない検査、あるいは人間が行なった方が能率的または経済的である検査などがきわめて多くあり、これらの問題に対し近年科学のおよび統計的な手法を導入することによって人間の感覚による判断を数値化する新しい官能検査法¹⁾が開発され工業界においても相当使用されている。

そこでやすりあたりによるかたさの判別にも官能検査の手法を使用して、比較的高かたさの高いロブツウェルかたさ H₂C 50~63 の試料についてかたさの判別がどの程度の精度および範囲で行なわれるものかについて研究した。

2 実験方法

1. かたさの判別の因子

やすりあたりによるかたさの判別の因子は検査員の感じる切削抵抗や切削時に発生する音および切削の量、形状などによるものと考えられるが、主として切削抵抗の大小によるものが大部分のように思われる²⁾。やすりの切削抵抗に影響する因子はやすりの刃先のかたさ、形状、やすりを測定物にあてる角度、切削速度、やすりで測定物を押える力および測定物の形状など非常に多くの因子が考えられるので、このような因子を十分考慮に入れて

実験の条件を定めた。

2. 判別に使用したやすり

S K S 8 材で製作された H₂C 56~58 のかたさの鋼の目立用に使用される 125 mm の両刃やすりを試験用のやすりとして採用した。このやすりは単目やすりで力のかかり具合も単純で刃の強度も強いので、やすりによるかたさを判別するのに適当である。一般に市販されているやすりの中にはこの検査法には適さないような刃先のかたさの低いやすりが数多く見受けられるので、やすりの刃先かたさを検査する必要がある。しかしやすりの刃先のかたさはやすりを破壊しないと測定できないので、本実験に使用したやすりは H₂C 63 の試験片を傷つけることのできる両刃やすりを選択して検査に使用した。

3. かたさ試験片の製作

かたさ試験片は S K S 8 材を完全球状化焼なまし後、焼入れもどし処理により H₂C 51, 53, 55, 57, 59, 61, 63 の約 2 硬度おきに 7 段階のグループと、H₂C 57, 58, 59, 60, 61, 62 の約 1 硬度おきに 6 段階のグループの 2 組のものを製作した。試験片の組織は写真 1 に示した。試験片の大きさは長さ 200 mm 巾 15 mm 厚さ 3 mm の棒状で柄の部分約 100 mm にビニールテープをまき、試験片の角には切削条件を同じにするため丸みをつけた。

4. 判別の方法

官能検査には数多くの手法が考えられているが、人間の感覚を基準とするため評価の規準が明瞭でなく、変動しやすところから、相互に試料を比較して順位をつけることが行なわれる。しかし一度にいくつもの比較をするとき、疲労の影響などが入って結果が信頼できなくなる場合が多い。そこで一度に 2 個しか比較させないでその一方を基準として他方を評価する一対比較法を本実験では

* 従来やすりに関する研究(第12報)やすりの熱処理に関する研究(第21報)その他1報が報告されているが、本報告はこれら従来の報告を統合して、やすりに関する研究(第35報)とする。

**昭和44年度技術開発研究費補助金による研究で、1971年2月日本金属学会中国四国講演大会に発表

採用した。すなわち2本のかたさ試験片をおのおの、やすりであり、どちらが硬く感じるかを判別させた。7本グループでは2本ずつの組合せで21組合せ、6本グループでは同じく15組合せの比較判別を行ない判断の結果により、一致性の係数、一意性の係数および判別の正解率を求めた。また本検査法では判別が困難と考えられる材料についても実験を行なった。

■ 実験結果および考察

1. H₂C 51~63 の2硬度とびのかたさ判別

(1) 方法

かたさの判別の程度が未知のため、まず H₂C 51~63 の範囲で2硬度とびの7本グループ21組合せについて、硬軟の判別実験を行なった。やすりあたりによってかたさを判別したことのない未経験者(試験場職員)12名とやすりによってかたさを判別したことのある経験者(試験場職員)4名の計16名を検査員として、切削条件を一定にするためやすりを固定して試験片を動かす方法を採用した。なお判別は4回反復し、比較する組合せの順序はランダムにした。

(2) 判断の一致性

検査員全員が同じ対比較法の判断を行なった時、検査員相互の間に判断の一致があるかどうかを求める目的で一致性の係数を求めた。表1は第1回の16名の判断の結果を示し、同表の対角線より上には左の硬側の試験片が上の硬側の試験片にくらべて硬いと判断した人の数、すなわち正解の人数が記入してあり、対角線より下には誤った人数が記入してある。反復1回から4回までの結果は表1の形式で作り、これらの表をもとにして次の式¹⁾により X²(カイ二乗) 検定を行ないその結果を表

2の上段に示した。

$$\Sigma = \frac{(\sum) (\sum)}{(\sum) (\sum)} + \sum_{j=1}^n \frac{1}{j^2} - n \sum_{j=1}^n \frac{1}{j}$$

$$u = \frac{2 \sum_{j=1}^n \frac{1}{j^2}}{(\sum) (\sum)} - 1$$

$$X_{\frac{\alpha}{2}}^2 = \frac{4}{n-2} \left\{ \Sigma - \frac{1}{2} (\sum) \frac{n-3}{n-2} \right\}$$

$$f = (\sum) \frac{n(n-1)}{(n-2)^2}$$

n : 検査員の数

k : 試料の数

Z_{ij} : 正解数

全員正解 u=1

16/2名正解 u=-0.067

検定: 自由度 f の X² 二乗分布の1%点と比較して X_{0.01}^2 (f, 0.01) ならば n 人の判断は何らかの一致点がある。}

同表より危険率1%, f=26の時 X²=45.6となり、X_{0.01}^2の値は X²より十分大きいので H₂C 2差のかたさの硬軟の判断については、16名の検査員の判断に何}

表1 検査員16名の判断の結果

H ₂ C	63	61	59	57	55	53	51
63		16	15	16	15	16	16
61	0		12	14	16	15	15
59	1	4		15	12	15	15
57	0	2	1		7	13	13
55	1	0	4	9		10	12
53	0	1	1	3	6		10
51	0	1	1	3	4	6	

表2 検査員の判断の一致性

実験条件	検査員反復の回数	判断の一致した数 Σ	一意性の係数 u	自由度 f	X _{0.01}^2}	X _{(0.01)}^2}
H ₂ C 51~63	16名	1	0.573	26	232.0	>45.6
H ₂ C 2差		2	0.679	26	270.0	>45.6
7本組		3	0.715	26	283.1	>45.6
21組合せ		4	0.744	26	293.4	>45.6
H ₂ C 57~62	19名	1	0.457	18	135.8	>34.8
H ₂ C 1差		2	0.623	18	205.7	>34.8
6本組		3	0.526	18	176.5	>34.8
15組合せ		4	0.619	18	204.7	>34.8

らかの
ると一
= (3

検査
試験片
左図の
がまっ
同図に
た場合
た正解
料を比
%を通
を比較
場合の
率は約
55, 53
解率は
これ
なるは
解率は
試験片
れる。
H₂C 5
に思わ
2. 1
(1
前節

100
9
8
7
6
5
4
3
2
1
0

らかの一致があると考えられ、しかも反覆の回をかきねると一致性の係数はよくなっていることが知れた。

(3) 判別の結果

検査員全員が4回反覆すなわち64回の検査で2本の試験片のかたさを比較した。試験片ごとの正解率は図1の左図の通りである。一対比較法では検査員に判別の能力がまったくない場合は確率より正解率は50%となる。同図において50%の線より上は軟らかい試験片と比較した場合の正解率、50%の線より下は硬い試験片と比較した場合の正解率を示して、たとえばH₂C 59の試料と他の試料を比較した場合の正解率の曲線はH₂C 59と正解率50%を通る曲線(左から3本目)であり、H₂C 59とH₂C 57を比較した場合の正解率は約90%、H₂C 53と比較した場合の正解率は約97%、H₂C 61と比較した場合の正解率は約90%である。またH₂C 63とH₂C 61, 59, 57, 55, 53, 51を比較した場合(左から1本目の曲線)は正解率はすべてが100%であることが知れる。

これらの結果から、比較する試験片のかたさの差が大きなほど、またかたさの高い試験片どうしの比較ほど正解率はよく、かたさの差が少ないほど、また軟らかい試験片どうしの比較ほど正解率は悪くなっていることが知れる。またやすりあたりによるかたさの判別は未経験者でもH₂C 2 硬度程度の判別が可能であり、とくにH₂C 59以上では1硬度差のかたさの判別もできるように思われる。

2. H₂C 57~62 の1硬度とびのかたさの判別

(1) 方法

前節の実験ではH₂C 57以上の硬い試験片間のかた

さの判別の精度は高いことが知れたので、本実験ではH₂C 57~62の範囲で1硬度とびの6本グループ15組合せについて判別の精度について実験を行なった。検査員は前節の検査員に新しく3名の未経験者を加えて19名とし、一般にやすりによりかたさを判別するにはやすりを手に持って行なうので、今回は試験片を固定しやすりは手に持って動かす方法を採用した。なお判別は4回反覆し、比較する組合せの順序はランダムにした。

(2) 判断の一致性

19名の検査員に対し前節と同様な手順により一致性の係数を求めその結果を表2の下段に示した。同表より1硬度差の判別においても19名の検査員の判断に何らかの一致があることが知れ、反覆の回数をかきねると一致性の係数はよくなっている。ただし1硬度差の一致性は前節の2硬度差の一致よりも悪い。

(3) 判断の一貫性

一対比較法では検査員個人にまったく判別の能力がなく、てだために判定しても正解率は50%になるので正解率のみでは検査員の判定能力がよくわからない。そこで1名の検査員が硬軟の判断を下した間に矛盾があるかどうかを知る目的で一貫性の係数を求めた。図2はある検査員が硬軟2本の試験片15組合せのかたさの比較を行なった結果を示した図で、矢印のついた方が硬いと答えたことを示す。同図においてたとえばH₂C 57, 58, 59の3本の試験片の判別の状態を三角形で見ると矢印が三角形を一巡していることが知れる。このような状態を一巡三角形といひ、判断に矛盾のあることが知れる。

この一巡三角形の数をを用いて判別能力の日安を与える

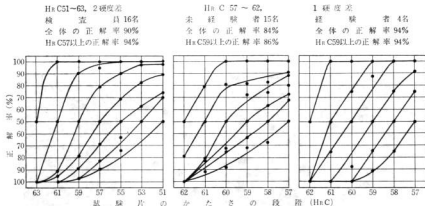


図1 判別の正解率

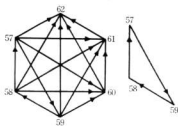


図2 判断の結果

ものが一意性の係数である。すなわち一還三角形の数が少ないほど検査員に判別能力があると考えられる。

全検査員の4回反覆76回の判定について図2のような六角形を作り次式¹⁾により一還三角形の数および一意性の係数を求めた。同式の数値例は図2の検査員の判断の検定を行なったもので、危険率5%の限界値 $d_{0.05}=1$ で一還三角形の数 d

$$= \frac{1}{6} k(k-1)(k-2) - \frac{1}{2} \sum_{i=1}^k a_i(a_i-1)$$

$$= \frac{1}{6} \times 6 \times 5 \times 4 - \frac{1}{2} (5 \times 4 + 4 \times 3 + 3 \times 2) = 1$$

$$\text{一意性の係数 } \zeta = 1 - \frac{24d}{k^3 - 4k}$$

$$= 1 - \frac{24 \times 1}{6^3 - 4 \times 6}$$

$$= 0.875$$

a_i : 各頂点にむかう矢印の数

k : 試料の数

あるから $d \leq d_{0.05}$ となり、この検査員は判別能力があるものと考えられる。この検査法では一還三角形の数が1以下の検査員は信頼度95%で1確差のかたさが判別で

きると考えてよいことになる。以上のような計算法により全員の一還三角形の数および一意性の係数を求めた結果が表3である。同表によると未経験者の約半数および経験者の全員は判断の能力を持っていることが知れる。

表3 検査員の判断の一意性

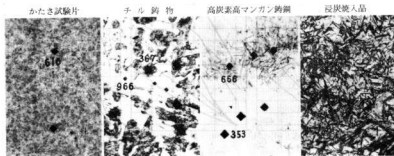
検査員	未経験者 15名			経験者 4名	
	1還三角形の数 d	0	1	2以上	0
一意性の係数 ζ	1	0.875	0.75以下	1	
反覆の回数	1	6名	0名	9名	4名
	2	8	4	3	4
	3	5	1	9	1
	4	6	2	7	4

(4) 判別の結果

検査員全員が4回反覆すなわち76回の検査を行ない、各反覆の正解率を表4に示す。同表によると15組合せの確物の判別で完全正解および1回の誤りのある検査員が多く見受けられ、未経験者、経験者をとわずその判定能力は高いこと、および反覆の回をかさねると正解率が上昇していることで知れる。図1の右図は比較した2本の試験片ごとの正解率を示したもので H_2C 1 差の比較においても、前節の結果と同様に比較する試験片のかたさの差が大なるほど、またかたさの高い試験片どうしの比較ほど正解率はよく、かたさの差が少ないほど、また軟かい試験片どうしの比較ほど正解率は低下している。この結果より未経験者でも H_2C 57~62の範囲では H_2C 1のかたさの差の判別は可能であり、経験者は H_2C 1の差の判別能力を持っていることが知れた。

3. かたさの判別が困難な試料

前節までの実験でやすりあたりによるかたさの判別は

写真1 試料の顕微鏡写真 $H_v(0.05)$ ($\times 200$)

相当判別が困難
(0.88)
22を900
効硬化層
片とのか
ような輸
低い値も
さの高い
感じると
このよ
れること
マルテン
いるのに
炭化物
が現在す
入の浸炭
中に散ら
いる組織
大きい硬
押込かた
試験法に
すりあた
り²⁾、判

表4 検査員の各反復の正解率

検査員	未経験者 15名				経験者 4名			
	正解数/試験回数 15回			正解率	正解数/試験回数 15回			正解率
	15/15	14/15	13/15以下		15/15	14/15	13/15以下	
1	0名	2名	13名	0.80	1名	2名	1名	0.90
2	1	4	10	0.87	0	4	0	0.93
3	1	4	10	0.82	1	3	0	0.95
4	0	4	11	0.86	2	2	0	0.97

表5 かたさ判別の結果

試料	H _{RC} (信頼度95%)	硬いと判別した検査員の数		
		検査員 30名	検査員 15名	検査員 15名
かたさ試験片	55.30±01.8	0	0	0
チル鈷物	46.06±1.73	30名		
高炭素高マンガン鈷鋼	43.58±2.23		15名	
浸炭部品	51.40±0.39			15名

相当精度の高いことが知られたが、この方法によっては判別が困難と想像されるチル鈷物、高炭素高マンガン鈷鋼(0.88% C, 7.86% Mn, 8.25% Si)、浸炭焼入品(SCM 22を930°Cで40時間浸炭し、1000°Cで水焼入れし、有効硬化層深さ約2.7mmのもの)の3試料とのかたさを一対比較法で検査したところ表5に示すような結果を得た。同表によるとロフクウェルかたさで低い値を示したチル鈷物、鈷鋼、浸炭焼入品の方がかたさの高い試験片よりもやすりあたりでは、いづれも硬く感じると全検査員が誤った判断を下している。

このようなかたさの判断をあやまる原因として考えられることは、写真1に示すようにかたさ試験片の組織はマルテンサイト地に微細な球状炭化物が均一に分布しているのに対し、チル鈷物は非常にかたさの高い巨大な炭化物(白い部分)と軟らかいパーライト(黒い部分)が混在する組織であり、高炭素高マンガン鈷鋼と高炭焼入の浸炭部品は硬いマルテンサイト(黒い針状組織)の中に軟らかい残留オーステナイト(白い部分)が混在している組織が原因していると考えられる。すなわち比較的大きい硬い組織と軟らかい組織が混在しているとH_{RC}の押込かたさは低くあらわれるが、やすりあたりでは切削試験法になるので、硬い組織が切削抵抗にあらわれ、やすりあたりによるかたさの判定は硬く感じることとなり³⁾、判定を誤るものと思われる。このような組織を持

つ試料にはやすりあたりによるかたさの判別は適さない。

IV 結 言

かたさ試験機によるかたさ測定補助として、やすりあたりによるかたさの判別が H_{RC} 51~63 の範囲でどのような精度および範囲で行なえるものか、官能検査の手法を使用して実験した結果次のようなことが知られた。

1. かたさの判別について検査員間の判断には一致性があり、各検査員の判断に矛盾のない者が半数近くいる。
2. かたさの判別に対する能力は意外に高く、過去にやすりでのかたさをあつたことのある検査員では H_{RC} 1 のかたさの差の判別が可能であり、やすりでのかたさをあつたことのない検査員でも H_{RC} 59 以上では H_{RC} 1~2 のかたさの差の判別が可能である。しかし判別能力は一般的にいつてかたさが低くなるにつれて悪くなる。
3. 反復の回数が増すと判別能力はよくなる。
4. チル鈷物および多量な残留オーステナイトを混在する焼入材などはやすりあたりによるかたさの判別は困難である。

以上の結果から H_{RC} 50 以上の硬い部品に対するやすりあたりによるかたさの官能検査は、やすりによるかたさの判別を全く行なつたことのない人でも相当な判別

能力があり、さらにある程度訓練を行なうと $H_R C 1$ のかたさの差が判別できるものと推察でき、その結果の信頼度も高くなると思われる。また検査に使用するやすりを焼もどして、やすりのかたさを試料のかたさに近くすると、 $H_R C 55$ 以下のかたさの低い部品についても判別の能力は増すものと考えられる。

この検査法により中小企業の関係作業者を訓練し、かたさ試験機によるかたさ検査の補助としてやすりあたりによるかたさの判別法を工程上のかたさ検査法に導入することにより、部品のかたさ管理が能率的に行なえるので中小企業の熱処理技術、検査能率ならびに品質の向

上が期待できる。

終りに本研究を行なうにあたり終始懇切な御指導を賜わった計量研究所の飯塚幸三課長、矢野宏課長および官能検査に協力を戴いただいた各検査員の皆様に深く感謝します。

文 献

- 1) 増田、三浦：工業における官能検査ハンドブック、日科技連（1968）
- 2) 鴨下、矢野：硬さと強さの研究 **3**（1970）21
- 3) 大和久：熱処理 **6**（1966）134

我が
その
地は東
り、鉄
東アジ
東南ア
アメリ
これ
り厳重
内向や
る。輸
その一
部の切
て検査
が、輸
〜45の
輸棒が
の切味
ている
本研
目切部
て、そ
かる目

輸出
棒で行
なる R
5", 6",
10種別
 $H_R C 54$
しては、
双先か
間の不
で双の

やすりに関する研究 (第36報)

輸出やすりの切味不良原因について

新田 明, 石田 節, 鈴木 寛

1 語 言

我が国より輸出されているやすりは年間約5億円で、その100%が東下仁方地区で生産されている。その仕向地は東南アジア、東アジア、南北アメリカが主体であり、鉄工やすり (Flat file, Hand file) は東南アジア、東アジア、鋸やすり (Mill file, Web file, Slim file) は東南アジア、南アメリカ、やすりセットはヨーロッパ、アメリカにそれぞれ輸出されている。

これら輸出されるやすりは日本機械金属検査協会により厳重な輸出検査が行なわれているが、一般にいて国内向やすりよりやや品質がおとっているように思われる。輸出検査は全般的に JIS の規格よりややゆるく、その一例としては国内の JIS 規格によるやすりの目切部の切味検査は H₂C 56~59 の試験棒をやすりにあてて検査した場合すべりを生じてはならないとされているが、輸出検査では鬼目やすり、字重やすりでは H₂C 42~45 の試験棒、その他のやすりでは H₂C 52~55 の試験棒がすべりを生じてはならないとされていて、目切部の切味の検査も輸出用やすりの方がややゆるやかになっている。

本研究では輸出検査時に前記のような検査を行ない、目切部の切味不良により不合格になったやすりについて、その不良原因を探求し、輸出やすりの品質向上をはかる目的で種々の調査を行なった。

2 試料と実験方法

輸出検査時に目切部の切味の検査を H₂C 54 の試験棒で行ない不合格となったやすりの中で形状大きさの異なる Round file 6", 7 $\frac{3}{4}$ ", Spade file 8", Regular file 5", 6", 8", Extra slim file 4", 6", 7", Slim file 4", の10種類の各1本を取り出し、実験試料とした。目切部に H₂C 54 のかたさ試験棒をあててすべりを生じる原因としては、刃の形状不良、刃先かたさの不良が考えられ、刃先かたさの不良としては、焼入冷却速さ不良、加熱時間の不良、脱炭層の削除不足などが主原因と思われるので刃の形状、組織は金属顕微鏡により調べ、刃先のかた

さはマイクロビッカースかたさ試験機 (荷重200g) により測定した。また参考のため両刃やすり5"の目切部の切味検査良好なやすりについても組織調査を行なった。

3 実験結果と考察

調査した切味不良原因別に各やすりを区分すると表1

表1 切削不良原因

試料番号	試料	切削不良原因			写真番号	
		刃の形状	冷却速さ	保持時間		脱炭
1	Round file 6"	6"			×	2
2	Round file 7 $\frac{3}{4}$ "	7 $\frac{3}{4}$ "		×		2
3	Spade file 8"	8"	×			1
4	Regular file 5"	5"	×			2
5	Regular file 6"	6"	×	×		1.2
6	Regular file 8"	8"		×	×	2
7	Extra slim file 4"	4"		×		2
8	Extra slim file 6"	6"			×	2
9	Extra slim file 7"	7"			×	2
10	Slim file 4"	4"			×	1.2
11	両刃やすり 5"	5"				2

が得られ、切削不良原因と思われる箇所に×印を記入した。同表によれば切味不良原因は刃の形状不良、冷却速さ不良、加熱保持時間の不良、脱炭層の削除不良の順になっていて、不良原因の重複しているやすりも見受けられる。従来の研究及び調査からも切味不良原因としては脱炭層の削除不足が最大の原因となっており、本調査でも同様の結果が得られた。各原因別の調査は次のとおりである。

1. 刃の形状不良

試料の刃の形状は全般的に見て、刃先の形状、すくい角、逃げ角などが悪いものが多く切味不良と思われるやすりが相当見受けられた。特に問題のある試料3、5の刃の形状は写真1に示した。試料3はすくい角がマイナスで大きく、また刃先の形状が悪く、試料5は逃げ角

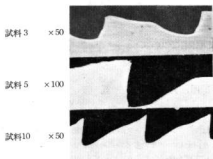


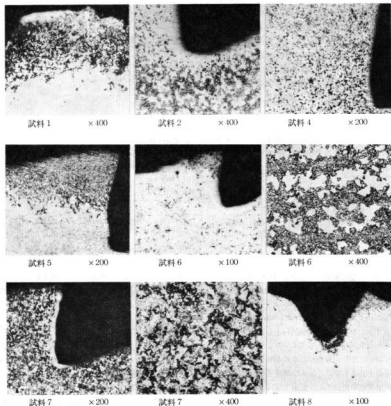
写真1 別の形状

がほとんどない。このような型の形状では切味は悪くなる。同写真の試料10は型の形状が比較的よいものを示し

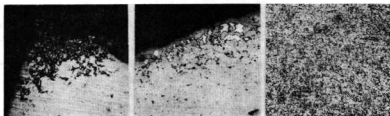
た。

2. 冷却速さ不良

焼入冷却速さ不良が原因で双先かたさが低く切味不良と思われる試料は試料4, 5であり, その組織は写真2に示した。試料4は試料全体がマルテンサイトになっているがこの組織の中に黒い焼入トルースタイト組織がみられ, かたさは H_v 600~700であった。良質なやすりの硬さは H_v 800以上あり, かたさがやや低い。このような組織を生じたのは冷却速さが体的に遅い場合に生じる。また試料5は試料の中心部は完全マルテンサイトになっているが, 双先部に焼もどしマルテンサイトを生成じていて, この付近のかたさは H_v 730前後である。この焼もどしマルテンサイト中には白い球状のセメントイトが存在していることから, 脱炭によるものではなく焼入途中で双部に気泡などが付着したか, 冷却が十分行なわれない時期にやすりが水中より引き上げられたため,



3.
加熱
に行な
やや低
が低く
り, そ
織は低
化しな
である
試料6
トで内
メンタ
尖部組
と球状
双前面
素マル
球状セ
前後で
次トル
メンタ
な焼入
地に硬
は H_v
時間が
イト化
ったと
うに加
硬化し
熱時間
なやす



試料9 ×400 試料10 ×400 試料11 ×400
写真2 刃 の 組 織

一度マルテンサイトになったものが内部からの熱で焼もどされたものと考えられる。このような不良原因は、加熱したやすりをすまやかに水中に入れ視料急冷し、やすりの温度が M_s 点附近になったとき湯の中に入れかえることにより防止できる。

3. 加熱保持時間の不良

加熱保持時間が短いため、オーステナイト化が完全に行なわれず、不完全な熱処理が行なわれ（焼入温度がやや低い場合もこれと同ような現象となる）焼先かたさが低く切味不良と思われる試料は試料2, 6, 7であり、その組織は写真2に示した。試料2の写真の白い組織は低炭素マルテンサイトと黒い組織はオーステナイト化しなかったフェライトと球状セメンタイトの混合組織である。この部分のかたさは H_v 340前後で軟らかい。試料6の写真の焼先の黒い組織は焼もどしマルテンサイトと内部は低炭素マルテンサイトとフェライトと球状セメンタイトの混合組織である。400倍の写真は試料の中央部組織で白いマルテンサイトと黒い組織のフェライトと球状セメンタイトの混合組織がよく知れる。試料7の両面の白い組織は低炭素マルテンサイトと内部は低炭素マルテンサイトと焼入トルースタイトとフェライトと球状セメンタイトの混合組織であり、かたさは H_v 320前後である。400倍の写真は試料の中央部の粗で黒い一次トルースタイト、白い低炭素マルテンサイト、球状セメンタイト、灰色のフェライトの混合組織である。良好な焼入組織は試料11の組織で示すようにマルテンサイト地に硬い球状セメンタイトが均一に分布してかたさは H_v 850程度ある。以上のようにやすりの加熱保持時間が不足するとオーステナイト化した相とオーステナイト化しない相の混合状態で焼入れされるため焼きの入ったところと入らないところの混合組織になる。このように加熱保持時間が不足する場合には真熱に両部のみが硬化し切屑良好なやすりを製作することはできるが、加熱時間が短いため作業が不安定となり、したがって均等なやすりの焼入は困難となり、不良製品が数多くできる

ことになる。実際に生産工場ではやすりの焼入本数を多くするために、やすりの加熱保持時間を短くしていることがよく見受けられ、このような欠陥が生じるので、やすりの加熱保持時間はやすりの大きさに応じて十分にとらなければならない。

4. 脱炭層の削除不良

やすり素材表面の脱炭層の削除が十分でなく、両先部に素材の含有炭素量よりも低い脱炭層をもっているため焼先かたさが低く切味不良と思われる試料は試料1, 6, 8, 9, 10であり、その組織は写真2に示す。試料1, 6, 8, 9の組織は両先で低炭素になっているため黒い組織の焼もどしマルテンサイトを生じている。（両先部には白い粒状のセメンタイトが見られない）両先の炭素量が低いと焼入した場合、脱炭部分は内部の高炭素部分よりも M_s 点の温度が高いため早くマルテンサイトになるが、やすり内部の熱により焼もどされて両先に焼もどしマルテンサイトが生じるものと考えられる。この部分のかたさは H_v 700~760で、内部に行くにしたがって H_v 800以上のかたさとなっている。試料10は両先の炭素量が特に低くよく脱炭しているため焼入温度ではオーステナイト中にフェライト相が存在して焼入によりマルテンサイト中に白いフェライト相がそのまま残ったもので、この部分のかたさは H_v 670~760である。これら脱炭層が両先にある原因は、圧延材の脱炭層がとくに深かったか、焼なまし作業不良により脱炭層がより深くなったためか、工数をばく目的で焼なまし後の脱炭層の除去が不十分であったことが考えられる。

IV 結 言

輸出やすりの切味不良原因を調査したところつぎのようなことがおもな原因であることが知れた。

1. 両の形状不良、すなわち両の先端の形状、逃げ角、すくい角などがよくないこと。
2. 熱入のさい冷却速さが十分でないこと。
3. 焼入温度に加熱保持する時間が十分でないこと。

4. 素材表面の脱炭層の削除が十分でないこと。

以上の結果より目切部の切味不良をなくするためには、目切作業を十分注意し、目の形状をよくし、適正な焼入温度にやすりを十分加熱保持し、やすりの冷却はできるだけ早く行なうように注意しなければならない。つぎに脱炭層の除去については圧延材の脱炭深さを検査し、あまり脱炭層の深い圧延材は使用しないようにし、焼なまし作業では試料を十分酸化させ、できるだけ脱炭層を少なくするように心掛け、焼なまし後の脱炭層の削除は十分行なう必要がある。輸出入やすりでは生産コストを低下させる目的で、作業中以上のような点が軽視さ

れる傾向があり、切れ味不良により不合格となるやすりが相当数見受けられ、不良品率が高くなり、その結果逆に生産コストが上昇し、また国外での日本製品の悪評を生むので、各やすりメーカーの自覚を望む。

終りに本実験を行なうにあたり試料の採集を載せた日本機械金属検査協会員検査所に心からお礼申し上げます。

文 献

- 1) 石田, 大下, 上田, 加城; 本報告 9 (1963) 1

薄鋼板の表面処理と強度*

加 城 正 義, 横 山 宏 樹, 一 河 文 夫**

1 緒 言

従来から浸炭用鋼としては肌脱鋼を使用するのが普通であったが、最近自動車部品あるいは精密機部品に冷間圧延鋼板をプレス成形した部品に浸炭後調質して使用されるようになった。

これらの加工法は最近の新しい傾向であり、耐摩耗性に対しては問題がないが、使用中の割れ事故または浸炭焼入れにおけるひずみの問題が発生し、関連企業から多くの技術相談がある。

これらの問題を解決するには、まず薄鋼板への浸炭条件と各強さ等の実験研究による基礎データが必要であると考え、45年度の重点研究題目として本実験を計画した。

浸炭部品の機械的性質に結びつけることのできる現場的な特性値としては表面硬かたさは浸炭硬化層深さである。また機械的性質に影響を与える要因として、材料面では材質の化学成分、結晶粒度、非金属 inclusion、焼入れ性等があり、浸炭調質処理の面では表面浸炭量、炭素濃度分布、組織、焼入れ焼もどし条件等多くの要因がある。

これらの要因のうち、もっとも強度に大きく影響すると思われる結晶粒度の変化、浸炭層深さ、焼入れ条件および組織の影響等を究明し、工業的に応用できるデータを得るため、現在使用されている冷間圧延鋼板の素材研究、各浸炭処理条件における浸炭硬さおよび曲げ抵抗の関係を求めるとともに、割れに対する組織の調整法等を業界に指導することを目的とした。

2 試料と実験方法

本実験に用いた供試材は冷間圧延鋼板 1t の SPCE および 1.6t の SPCE の二種である。試験片の大きさはともに巾 3mm、長さ 50mm でその化学成分を表 1 に示す。

表 1 試験片の化学成分 (%)

供試材	C	Si	Mn	P	S
1t × 3 × 50	0.07	0.01	0.35	0.008	0.024
1.6t × 3 × 50	0.07	0.01	0.40	0.016	0.028

浸炭試験片は 1t および 1.6t の各試験片に浸炭温度 850°C で液体浸炭を行ない、浸炭時間を 25分および 50分の工業的なごく薄い二種類について試験を行なった。

曲げ抵抗の測定は島津式微小万能試験機で荷重 kg、ひずみ倍率 1/2.5、曲げスパン、20mm、ボンチ曲率半径 1mm で光テコ式記録装置により測定した。

曲げ試験速度は 2.2 mm/min に一定し、一水準については 4 回くり返してその平均値を測定値とした。浸炭層のかたさ測定はマイクロビッカースかたさ試験機、300g で有効浸炭硬化層の中央部を三点測定して、その平均値、また試験片中央部のかたさも同様に三点測定し、その平均値を測定値とした。

3 実験結果および考察

3.1 素材フェライト粒度と強度特性

試験片 1.6t × 3 × 50 mm を用い、ヒートバック加熱により再結晶温度以上の 650~900°C に各 5 分保持し空冷処理を行ない、フェライト粒度の変化と曲げ抵抗およびかたさの関係を調べたのが図 1 ならびに図 2 に示し、曲げ抵抗の記録例を図 3 に示した。

加熱温度が上昇すると試験片横断面中央部におけるフェライト粒度 (JIS G 0552、フェライト結晶粒度試験法、顕微鏡による比較法) は大きく成長して、最大曲げ抵抗、曲げ降伏瞬間抵抗および試験片断面かたさはゆるやかに減少する。曲げ抵抗に図 3 のように曲げ降伏瞬間

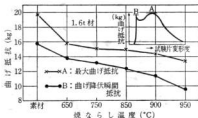


図 1 素材焼ならし温度と曲げ抵抗の関係

* 日本金属学会中国四国支部講演大会 (1971.8月) 発表予定

** 朝佐竹製作所 生産技術課

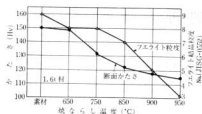


図2 素材焼ならし温度とかたさおよびフェライト粒度番号の関係

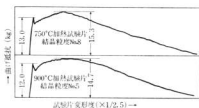


図3 曲げ抵抗の記録例

抵抗から一度低下し、ついで加工硬化現象により二次抵抗として最大曲げ抵抗を示し、以後は徐々に降伏する。曲げ降伏瞬間抵抗にくらべて、最大曲げ抵抗の減少度が小さいのはフェライト粒度の要因を越えた加工硬化現象の効果が焼ならし温度とともに大きくきいているためであると考えられる。

加熱温度650°Cから850°C附近まではフェライト粒度および硬さの低下の急激な変化は見られないが、850°Cから950°Cの加熱では急激に変化を現わしており、曲げ

抵抗の減少度は小さい。

これらのことから現在行なわれている浸炭温度850°Cで処理する場合、結晶粒度に依存した強度低下としてはとりあげる必要がなく、850°C以上の浸炭温度ではフェライト粒度の成長に問題がある。

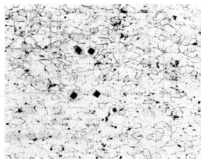
2 素材の加熱・急冷によるパーライト混粒と強度特性

試験片 1t ならびに 1.6t を用い、800°C に 2 分保持後、水冷して、曲げ抵抗および断面かたさの関係を表 2 に示す。この結果は素材の曲げ抵抗ならびに断面かたさよりも 800°C の急冷試験片の曲げ抵抗およびかたさは 1t、1.6t 試験片と上昇している。とくにかたさは、1.6t 材が Hv 38、1t 材は Hv 74 とかなりの上昇を示した。この増加理由は写真(●)のように素材は冷間圧延により、微小量の球状セメントイドが存在している。この組織状態のものを加熱することにより、セメントイドを固溶してパーライト混粒組織となり、ついで写真 1 (b) のように焼入により低炭素マルテンサイトになる。

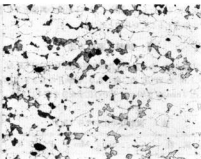
表2 素材および急冷材の曲げ抵抗とかたさ

	曲げ抵抗 (σ_b) kg		かたさ (Hv)	
	素材	急冷材	素材	急冷材
1t 材	7.4	9.1	131	204
1.6t 材	18.7	23.7	141	184

素材フェライト粒のかたさは Hv 111 で、焼入試験片のフェライト粒のかたさは Hv 115~125、焼入試験の低炭素マルテンサイトかたさは Hv 257 に増加している。これらの現象は薄鋼板のプレス成形品を炭漬層の強さ

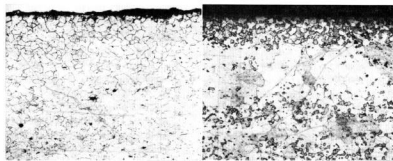


(a) 素材試験片の組織 (×100)



(b) 800°C × 2 min 急冷組織 (×100)

写真1 素材および急冷材の顕微鏡組織



(a) 素材試験片断面端部の組織 (×100)

(b) 800°C×2分急冷片端部の組織 (×100)

写真2 素材および急冷材の試験片横断面端部の顕微鏡組織

を増加させることがわかり、強度上昇に貢献している。

つぎに写真2(a)は試験片1.6tで横断面端部の組織であり写真2(b)は同試験片を800°Cで焼入れした横断面端部の組織を示す。冷間圧延鋼板へ浸炭した組織においても写真2(b)と同様に断面端部0.1mmから0.3mm巾程度急激に結晶粒度が成長している。同試験中の中央部は写真1(b)のように素材結晶粒度よりやや成長しているこの現象は材料の冷間圧延法、圧延度に関係しているのではないかと考えられ、浸炭プレス部品には端部の異常成長したフェライト程度の出現は強度的に不利であり、これについては引つづいて検討する予定である。

3 浸炭焼入れ焼もどし温度と曲げおよびかたさ特性

(1) 1t材の焼もどし温度—曲げ抵抗およびかたさの関係

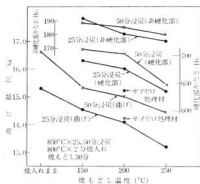


図4 1t材焼もどし温度と曲げ抵抗・かたさの関係

試験片1tについて浸炭温度850°C、浸炭時間25分および50分で浸炭深さを変化させた試験片により、800°Cのソルトバスで2分保持して焼入れ、各温度に30分焼もどした試験片については、曲げ抵抗および硬化部、非硬化部のかたさの関係を図4に示す。

この結果は25分および50分浸炭材とも焼もどし温度が上昇するに従って、曲げ抵抗ならびに硬化部、非硬化部のかたさは減少する。とくに250°C焼もどし温度に対して硬化部の硬さおよび曲げ抵抗が急激に低下するが、非硬化部のかたさは低下が小さい。また焼入れ後、-78°Cで30分サブゼロ処理した試験を200°Cで焼もどした材料は50分の浸炭材の曲げ抵抗がややサブゼロの効果を見出し、25分浸炭材ではその差はない。

つぎに焼もどし温度200°C試験片の曲げ抵抗記録曲線を図5に示すように引張側硬化部における曲げ応力によるクラックが入ると同時に曲げ抵抗はゼロとなる。すなわち非硬化部の靱性および曲げ圧縮側の抵抗は試験片1tにおいてはまったく示さないことがわかった。したがって1t鋼板の浸炭部品としては耐摩性としての機能はあるが、耐衝撃性および耐疲れ強さとしての期待はできない。

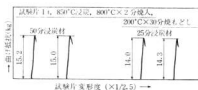


図5 浸炭焼入れ、200°C焼もどしにおける曲げ抵抗の記録例

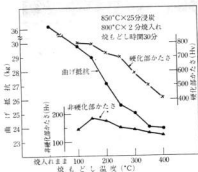


図6 1.6t材焼もどし温度と曲げ抵抗・かたさの関係

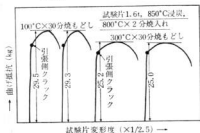


図7 浸炭焼入れ、焼もどしにおける曲げ抵抗の記録例

(2) 1.6t材の焼もどし温度—曲げ抵抗および硬さの関係

試験片 1.6t 材について、浸炭温度850°C、浸炭時間25分で処理した試験片を100~400°Cの各温度に焼もどした試験片の曲げ抵抗および硬化部、非硬化部のかたさの関係を図6に示した。

1t 試験片と同様に焼もどし温度が高くなると曲げ抵抗および硬化部かたさは減少する。また 1.6t 試験片は 1t 試験片にくらべて曲げ破壊機構が異なっている。すなわち曲げ応力に対して、まず引張り側の浸炭硬化層にクラックが入り、試験片は急激に変形して圧縮側浸炭硬化層の破壊で最高曲げ抵抗を示す。試験片の変形度は焼もどし温度が高いほど大きい。これらの現象は図7に示すとおりである。

1.6t 試験片への浸炭調質部品は耐摩耗性のほか、耐焼れ性は 1t 試験片にくらべてかなり期待できることが予想され、自動車部品または精密機部品としては 250~300°Cに焼もどし処理することが必要である。

4 浸炭時間と曲げ強度特性

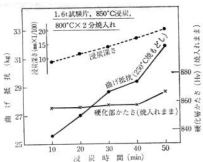


図8 浸炭時間と曲げ抵抗、かたさ、浸炭深さの関係

試験片 1.6t について、浸炭温度を850°Cに一定、浸炭時間を10~50分の各時間で浸炭し、800°C、2分の焼入れ後、250°Cで焼もどしを行ない、曲げ抵抗値、硬化部かたさおよび浸炭深さの関係を図8に示した。

工業上冷間圧延鋼板の浸炭深さは30~40分で浸炭深さ0.15~0.2mmを目標に行なっているが、本実験では30分浸炭で0.13~0.14、50分浸炭で0.18~0.2mmの有効浸炭深さを得ている。

焼入れ後、250°Cで焼もどした曲げ抵抗においても浸炭時間40~50分で急激に増加しており、薄鋼板の曲げ抵抗も30kg程度は必要であろう。また焼入れのままの硬化部かたさは浸炭時間10~40分まではH_v 850附近で変わらず、50分浸炭でややかたい H_v 870を示した。非硬化部かたさはH_v 185~181で、50分浸炭試験片がわずかなかたく H_v 190である。

薄鋼板における耐摩耗性およびある程度の靱性を期待する場合は液体浸炭時間50分が必要である。

IV 結 言

冷間圧延鋼板をプレス成形し、ついで浸炭後調質して使用される部品が多く使用される傾向にある。

そこでこれらの部品の強度や耐摩耗性は処理条件、そのたの多くの影響する因子があるが、もっとも大きく影響すると思われる結晶粒度、浸炭層深さ、焼入れ焼もどし条件の影響など試験片により得た結果はつぎのように要約できる。

1 冷間圧延薄鋼板を再結晶温度以上に焼ならしした場合、フェライト粒度は成長し、断面かたさおよび曲げ抵抗はかなり低下する。結晶粒度の成長は浸炭温度850°Cでは問題なく、850°C以上の浸炭では急激な成長により強度低下が推定され、薄鋼板では低温長時間浸炭が有利

である。

2 冷
タイトが
変り、
ることが
がって薄
の強度上
3 冷
境界部が
この現象
いと考
ては引
4 1
では耐摩

である。

2 冷間圧延薄鋼板を加熱すると素材の微量セメントが固溶し、一つの粒界内がオーステナイト組織に変わり、ついで焼入れによって低炭素マルテンサイトになることから、焼入れのみによって強度が上昇する。したがって薄鋼板の強度は浸炭による強度と中央の非浸炭部の強度上昇がプラスされて有利である。

3 冷間圧延薄鋼板の浸炭組織は浸炭層と非浸炭部の境界部が素材結晶粒度より、かなり成長を起している。この現象は鋼板の圧延法、圧延度、圧延素材に関係していると考えられ、強度的に不利である。この現象については引つづいて研究しなければならない。

4 1 mm 厚冷間圧延鋼板の浸炭焼入れ焼もどし部品では耐摩耗性としての機能はあるが、耐衝撃性および耐

疲れ性強さとしては、曲げ抵抗過程の分析および硬化層かたさから期待できないことがわかった。

5 1.6 mm 厚冷間圧延鋼板の浸炭焼入れ焼もどし部品では曲げ破壊機構が異なり、圧縮側浸炭硬化層の破壊で最高曲げ抵抗を示し、試験片の変形度は焼もどし温度が高いほど大きい。1.6t 鋼板のプレス成形浸炭調質部品は耐摩耗性のはか靱性についてもかなり、その強度に期待がもたれ、自動車部品または精密機部品としては250~300°C に焼もどし処理して使用する必要がある。

6 冷間圧延鋼板の浸炭深さは浸炭温度850°C、浸炭時間50分で 0.2 mm の浸炭層が必要であると考えられる。

おわりに試料の提供をいただいたデルタ工業株式会社ならびに株式会社佐竹製作所にお礼を申し上げます。

硬化層の深さ (H) (焼入れ後)

深さ

一定、浸
2分の焼
入、硬化

浸炭深さ
は30
mmの有

ても浸炭
曲げ抵抗
化部かた
らず、
化部かた
かかた

性を期待

調質して

条件、そ
大きく影
れ焼もど
のように

らした場
び曲げ抵
度850°C
成長により
浸炭が有利

薄鋼板の特殊表面処理と曲げ抵抗*

加 城 正 義, 横 山 宏 樹, 一 河 文 夫**

【 結 言 】

浸炭焼入処理は古くから重要な表面硬化法として用いられ、また多くの研究がある¹⁾²⁾。これらのデータは部品の形状、材質、浸炭処理条件および残留応力等それぞれ異なり、かたさや浸炭硬化層深さなどで単に各強度の比較や設計への参考にするわけにはいかない場合がある。

また他の表面硬化法の一つとして最近、靱性、および耐摩耗性の大きい、ごく薄い空化層が得られるタフトライド処理が工業化されている。おもに耐摩耗性部品に応用されているが、耐破れ性や耐食性がすぐれているという報告がある³⁾。

精密機部品や機械部品を薄鋼板に浸炭一調質した部品が最近多く使用される傾向がある⁴⁾。薄鋼板プレス成形品における破れ強さをさらに改善するため、等温変態表面硬化法やタフトライド表面硬化法の利用を考えねばならない。

等温変態表面硬化処理法は浸炭部品の浸炭層と中央部の二つの等温変態曲線の変態時差を利用して、表面に圧縮残留応力を導入させようとする方法で、オーステンパ表面硬化法とオーステンパマルクエンチ表面硬化法の二つがある。

薄鋼板試験片によりプレス成形品の浸炭層に圧縮応力を残留させるなど等温変態表面硬化法あるいはタフトライド処理により部品の強度上昇を期待して本応用研究を計画し、破れ強さや耐摩耗性の目安として、曲げ抵抗、かたさ、曲げ破壊までのたわみ量、変形仕事量など比較検討した結果を報告する。

【 試料と実験方法 】

実験に使用した供試材は冷間圧延鋼板 SPCE で、試験片の大きさは厚さ 1 および 1.6 mm、巾 3 mm、長さ 50 mm で、その化学成分を表 1 に示す。

表 1 試験片の化学成分 (%)

供試材	C	Si	Mn	P	S
1t×3×50	0.07	0.01	0.35	0.008	0.024
1.6t×3×50	0.07	0.01	0.40	0.016	0.028

液体浸炭温度を 850°C で一定にし、浸炭時間を 25 分 (

浸炭層 0.13~0.15 mm) および 50 分 (浸炭層 0.18~0.2 mm) のごく薄い浸炭層二種の試験片を製作した。

またすべての曲げ抵抗の測定は島津式微小万能試験機で荷重 50 kg、変形倍率 1/2.5、曲げスパン 20 mm、ボンチ曲率半径 1 mm で光テコ式記録装置により測定した。曲げ速度は 2.2 mm/min に一定し、一水準について 8 回くり返し、その平均を測定値とした。かたさについては有効浸炭硬化層の中央部三点を測定し、その平均値とした。また変形仕事量は曲げ抵抗線図をプランメーターで測定した。

オーステンパおよびオーステンパマルクエンチ処理は浸炭試験片を 800°C 2 分箱バスで加熱し、ついで低温ソルトバスにより等温変態させた。

タフトライド処理については 400°C で 30 分子無し、タフトライド処理温度 570°C で 90 分および 130 分などの処理条件で工場における処理試験片である。

【 実験結果および考察 】

1. オーステンパ

25 分および 50 分の浸炭試験片に 800°C で 2 分加熱後、

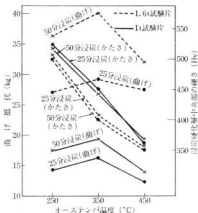


図 1 オーステンパ温度と曲げ抵抗およびかたさの関係

* 日本熱処理技術協会誌「熱処理」Vol. 11, No. 2 (1971) 123, 第 9 回かたさ標準統一に関する研究会に発表 (計量研究所)

** 株式会社 佐竹製作所 生産技術課

各温度
よび試
ある。
ける曲
ーステ
350°
表面硬
適切で
存在し
この
央部の
温度の
だ変態
表面浸
終的に
とな
浸炭
による
写真

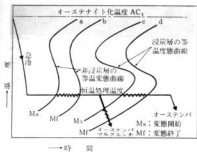


図2 等温変態表面硬化処理

各温度で1時間オーステンパ処理を行ない、曲げ抵抗および試料横断面の硬化層中央部のかたさの関係が図1である。1tおよび1.6t試験片とも350°C、1時間処理における曲げ抵抗が最高を示し、硬化層中央部のかたさはオーステンパ温度が高くなるにしたがって低下している。

350°C、オーステンパで曲げ抵抗値の最大を示すのは表面硬化部かたさと非硬化部かたさとの配合と釣合いが適切であり、さらに表面浸炭層に最大の圧縮残留応力が存在していることが推定される。

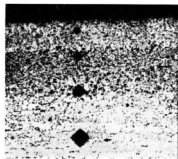
このことは図2において、浸炭部品は浸炭硬化層と中央部の非浸炭部の二つの等温変態曲線をもっており、各温度のオーステンパで中央部の低C部が変態を起し、まだ変態を起していない表面部に引張力を与える。ついで表面浸炭部がベイナイト変態を起してさらに膨張し、最終的には表面部は応力が反転して圧縮応力が残留することとなる。

浸炭試験片25分と50分の曲げ抵抗の差は浸炭厚さの差による圧縮残留応力の大小の差であると考えられる。

写真1(●)は350°Cオーステンパ処理した試験片にお



(a) 1t試験片350°Cオーステンパ、850°C×25分浸炭(×100)



(b) 1t試験片280°Cオーステンパマルクエンチ、850°C×50分浸炭(×100)

写真1 等温変態処理の組織

ける横断面の硬化層附近の顕微鏡組織の例で、ベイナイト組織であり、組織勾配も理想的である。

冷間圧延薄鋼板の浸炭焼入れ焼もどし組織は断面厚0.1mmから0.3mmの急激な結晶粒の成長する現象があるが²⁾、等温変態硬化処理の場合はこの現象は現われない。

2. オーステンパマルクエンチ

浸炭時間25分および50分試験片について、800°C、2分加熱後ただちに各温度の等温ソルトバスに10分保持してオーステンパマルクエンチ処理試験片の曲げ抵抗および硬化部中央のかたさ変化を調査したのが図3である。

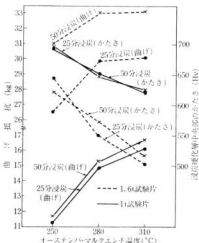


図3 オーステンパ・マルクエンチ温度と曲げ抵抗およびかたさの関係

硬化部かたさは処理温度の上昇とともに低下し、曲げ抵抗は280°Cおよび310°C付近で上昇し、各処理温度とも浸炭時間50分の試験片が3~4kgの曲げ抵抗の増加を得た。

試験片1tはオーステンバマルクエンシシ温度、310°Cが曲げ抵抗に対して強く、かたさは310°Cで最低値を示している。試験片1.6tにおいても曲げ抵抗およびかたさの傾向は1t材と同ようである。

写真1(b)は試験片1t、280°Cオーステンバマルクエンシした組織例で、最外層は脱もどしマルテンサイト組織でかたさ勾配も理想的である。

オーステンバマルクエンシ表面硬化法等恒温変態表面硬化法の一つでとくに小物浸炭部品に適用される。

オーステンバ表面硬化法と同様に二つの恒温変態曲線を利用して、最初に中心部にオーステンバシ、ついで浸炭層に対してマルクエンチさせる方法である。

すなわち図2のように恒温保持中に中心部の低C部が変態を起してオーステンバ式に変態を終了させる。したがって表面部の高C部は変態の開始線がなお右側にあるので、これが変態開始しないうちに取出してマルクエンチする方法である。中心部がオーステンバで変態を完了すると膨張するので、いまだ変態を起さない浸炭層に引張力が生じ、ついで表面部がマルクエンチによってマルテンサイト化して膨張するので表面が硬化すると同時に大きい圧縮残留応力を生ずることになる。

オーステンバおよびオーステンバマルクエンシ処理とも硬化部かたさは浸炭焼入れ脱もどしと同かたさであっても曲げ抵抗が大きな値を示すのは表面圧縮応力の影響であると考えられる。

3. タフトライド処理

試験片材1.6tについて、400°C×30分で予熱し、タフトライド処理温度570°C×90分および120分でタフトライド処理した試験片の曲げ抵抗およびかたさの結果を表2に示す。

表2 タフトライド処理の曲げ抵抗とかたさ

試験片	曲げ抵抗 (kg)	かたさ (HV)	
		拡散層 (0.05~0.2mm)	断面中央部
90 min	平均	45.3	168.5
	max	46.0	169
	min	44.8	167
120 min	平均	48.9	167.2
	max	49.5	168
	min	47.2	166

曲げ抵抗値はいままでの浸炭調査、オーステンバおよ

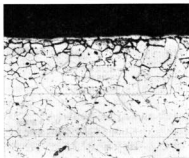


写真2 タフトライドの横断面組織例、570°C×120min (×200)

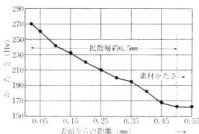


図4 タフトライド表面からのかたさ分布

びオーステンバマルクエンシ処理等よりもっとも大きな値を示した。120分タフトライド処理した横断面の組織例組織の1例を写真2に示し、化合物層(表面の白い層)の厚さは約5μで、断面かたさの測定は不可能である。たのデータあるいはナズリ当りから、かたさを推定するとHV 800前後である。また拡散層を組織から判定することも困難で通常素地のかたさ以上のところまでも拡散層とされており図4のように表面からのかたさ分布の測定結果から約0.5mmが本実験の場合の拡散層となっている。

図6における各試験片の曲げ抵抗曲線の記録例からもわかるように曲げ引張力の破壊点Aに至るまで大きな抵抗を示し、ついで曲げた圧縮側の破壊点Bで二次抵抗を示す破壊機構は、たの処理における曲げ破壊過程より異なっている。

タフトライド処理はKCNO 32~38%、KCN 55%、Na₂CO₃ 残余の混合ソルトの低温度、100分前後の処理で5μ程度の硬い窒化層が得られる。処理中は乾燥空気を吹き込み、KCN+O₂→KCNOとなり、CNO根はただちに分解して発生機のNおよびCを発生する。発生機

のNを
溶解し、
成される
下処理
イシシ
このJ
層でお
れ、オ
硬化処理
4. き
冷間圧
を比較す
イド処理
ンチ、放

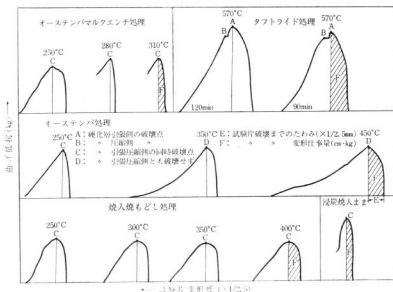


図6 曲げ抵抗曲線の例 (浸炭 $850^{\circ}\text{C} \times 25\text{min}$, 焼入 $800^{\circ}\text{C} \times 2\text{mm}$)

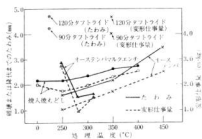


図7 各処理温度とたわみおよび変形仕事量

までの変形仕事量は焼もどし温度が高くなるにしたがって上昇しているのに対して、曲げ抵抗は図5から焼もどし温度が高くなるにしたがって急激に低下する。すなわち焼もどし温度が上昇すると曲げに対する降伏は急低下するが、たわみ量が上昇する特性をもち、耐靱性を発揮する。

オーステンパ処理では曲げ抵抗が 350°C で最高を示し 450°C までの各処理温度ではたわみ量および変形仕事量は上昇している。 350°C および 450°C のオーステンパ処理試験片は他の処理にくらべてかたさをもっとも低く引張り側、圧縮側とも破壊しない。

硬化層かたさ、曲げ抵抗、曲げ破壊までのたわみ量、変形仕事量から浸炭焼入れ焼もどし処理条件としては、 $150\sim 200^{\circ}\text{C}$ の焼もどし温度が一般に適當である。オーステンパマルクエンチ処理には焼入れ焼もどし処理およびオーステンパ処理もこの条件では不利である。

IV 結 言

最近冷間圧延鋼板のプレス成形品に浸炭焼入れ処理して使用する例が多くなり、従来の浸炭調質処理よりもさらに強度を向上させるため等温変態硬化処理としてオーステンパマルクエンチ処理、オーステンパ処理、さらにタフトライド処理試験中により、主として耐破れ性向上について曲げ抵抗、硬化部かたさ、曲げ破壊までのたわみ量、仕事量の各方面から検討した結果、タフトライド処理がすべての面で有利である。

タフトライド処理は一般に中炭素鋼や合金鋼に有効であるといわれているが、低炭素用鋼板のプレス部品でも使用条件によっては理想的な表面硬化処理といえ、浸炭調質、オーステンパおよびオーステンパマルクエンチ硬化処理よりも耐摩耗性および靱性の点、いちぢるしく有利であり、積極的に利用すべきであろう。

耐摩耗性と耐破れ性等の使用条件を勘案し、浸炭調質処理よりもオーステンパ処理で破れ破壊が大きくなり、また

焼入時のひずみや割れが改善される。これらの等温硬化処理におけるデータは試験片による硬化処理実験で工業的には等温槽の温度管理、部品の大ささと形状など検討したりえて処理する必要がある。

おわりに試料の提供をいただいたデルタ工業株式会社および株式会社佐竹製作所ならびに実験の協力をいただいた株式会社日本パーカライジング広島工場に厚くお礼を申し上げます。

文 献

- 1) 菊池, 吉田; 金属材料, 2 (1966) 93, 3 (1966) 93.
- 2) 船谷; 熱処理, 2 (1967) 97
- 3) 寺沢; 金属, 4 (1969) 42
- 4) 船谷; 金属材料, 6 (1967) 26
- 5) 加城, 二河; 本報告13 (1971) 45
- 6) Metal Progress, 6 (1961) 118掲載スタッフレポート "Progress in Nitriding", 金属, 5 (1969) 88

み量,
しては,
る。オー
理および

れ処理し
よりもさ
してオー
さらに
れ性向上
でのわた
トライド

に有効で
部品でも
え。浸炭
エンチ硬
るしく有

浸炭調査
く。また

薄鋼板の浸炭有効硬化層深さと表面かたさの関係*

横山 宏 樹, 石田 節, 鈴木 寛

1 概 言

鋼の表面硬化法の一つとして、浸炭焼入法が工業的に広く使用されている。一般に浸炭硬化させる機械構成部品には、JIS で規定してあるほど焼鋼が使用されているが、最近では生産コストの低減および量産を目的として、JIS で規定していない冷間圧延鋼板をプレス加工したのち、部品の強度および耐摩耗性を向上させるため、浸炭焼入したものが、自動車部品およびその他の小物製品に多く使用されるようになってきた。

浸炭部品の耐摩耗性および強度は、その浸炭硬化層深さに主として影響されるので、JIS では試料の断面のかたき分布を試験荷重1kgまたは300gのピッカーをかたき試験機を用いて測定し、表面から $H_V 513$ ($H_3C 50$) までの深さを求めるが、またはマクロ組織により $H_V 513$ に相当する着色部分までの深さを求めて、有効硬化層深さを判定するように規定している。しかしこれらの測定法は、大変多くの時間および設備を必要とし、現場的な管理法に適さないので、簡易法として工場では部品の表面をロックウェル・スーパーフィシャルかたき試験機で測定し、浸炭深さとかたきを管理している。

本研究では現場的な見地から冷間圧延鋼板を使用し、種々の条件で液体浸炭を行ない、浸炭深さおよびかたき分布のことなる試料を作製し、有効硬化層深さを試料断面のかたき分布および顕微鏡組織より求め、これと試料表面から測定したロックウェル・スーパーフィシャルかたきとの関係を調べ、表面かたきを測定することによって、有効硬化層深さの推定が可能かどうか、また作業管理ができるかどうかについて求めた。

II 試料と実験方法

1. 試 料

本実験に用いた試料は表1に示すような化学成分をもつ、JIS 規格の冷間圧延鋼板である。冷間圧延鋼板は分析値で知られるように Si が 0.1%以下で一般に少なくリム下鋼的な材質であり、異常浸炭も生じ易い材料であるが、本実験に関してはそのような傾向はみられなかつ

た。試料の板厚は工場で浸炭部品としてよく使用されている、1, 2, 3.2 mm のものを採用し、大きさはいづれも 30×50 mm とした。

表1 試料の化学成分(%)

試料(mm)	化学成分(%)	C Si Mn P S				
		C	Si	Mn	P	S
冷間圧延鋼板 1種 SPCC	1×30×50	0.070	0.010	0.35	0.008	0.024
	2×30×50	0.040	0.010	0.30	0.009	0.011
	3.2×30×50	0.040	0.010	0.33	0.016	0.022

試料表面のあらさとかたさの関係はすでに研究され¹⁾ 表面のあらさの大小はかたき値にはほとんど無関係で、あらさがあらかなくなるほどばらつきが大きくなる傾向になっている。本実験はあくまでも現場的な立場からの観察ゆえに、工場のかたき測定の条件と同様に、多少のばらつきはあるが、試料の表面は研削せずに素材表面のまま(6S程度)で実験を行なった。なお試料のあらさが浸炭前と浸炭処理後において、いかにどの差がみとめられるかあらさ計で測定してみたが、ほとんど差はみられなかつた。

2. 実験方法

試料の液体浸炭および焼入れは表2に示すような条件で、各試料とも3個の試料を作成した。とくに浸炭層の深い試料を作るために、3.2mm板に限り、浸炭温度850°Cで浸炭時間2, 3, 4時間の試料を作った。液体浸炭剤には万世化学重工業株式会社製のTTC 60を使用し

表2 試料の熱処理条件

熱 処 理	液体浸炭条件	焼 入 条 件
加 熱 温 度(°C)	800, 850, 920	800
保 持 時 間(min)	5, 10, 15, 30, 60	11g(1mm), 13g(2mm), 2(3.2mm)
冷 却 法	保持後空冷	保持後24°Cの5%食塩水中に焼入

*昭和44年度技術開発研究費補助金による研究で、1971年2月日本金属学会中国四国講演大会に発表。

焼入れに使用したソルトは $BaCl_2+NaCl$ である。液体浸炭後は空冷し、その後 $800^\circ C$ の焼入れ用ソルトで再加熱し 5%食塩水中 ($24^\circ C$) に焼入れしたのち、 $100^\circ C$ の温水で1時間の焼もどしを行なった。この試料の断面かたさ分布は、ピッカースかたさ試験機(荷重50g)で測定し、つぎに断面の浸炭組織より有効硬化層深さの検出を行ない、最後に試料表面のかたさをロックウェル・スーパーフィシャルかたさ試験機で15-N、30-N、45-Nの各測定を行なって、有効硬化層深さと表面かたさの関係を求めた。

■ 実験結果および考察

1. 試料断面のかたさ分布

試料断面のかたさ分布は本実験のような浅い浸炭層では、JISに規定してある荷重1kgまたは300gのような大きな荷重では、十分なかたさの分布が得られないので、荷重を50gとして測定を行なった。その結果は図1に示してある。有効硬化層深さはHv 513の横線と各浸炭時間における測定曲線との交点であらわされている。

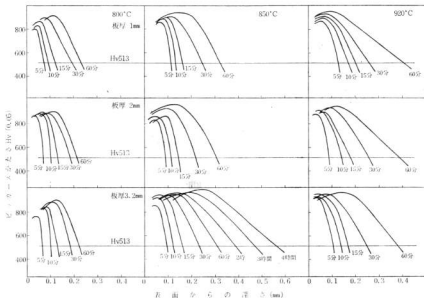


図1 各試料のかたさ分布曲線

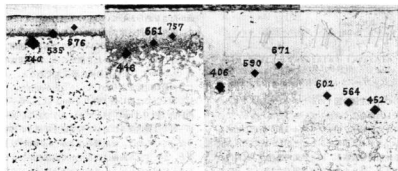


写真1 浸炭組織とかたさの関係($\times 100$)

Hv(0.3)

たとえば920°Cで60分間浸炭したものであれば板厚1mmで0.41mm、板厚2mmで0.39mm、板厚3.2mmで0.38mmの有効硬化層深さがある。有効硬化層深さは浸炭温度が高いほど深く、また浸炭時間が長くなるほど深くなっているが、板厚が厚くなると浸炭深さはやや浅くなる傾向が認められる。さらに短時間の浸炭ほど写真1に示すように、マルテンサイト相とフェライト析出相の境がはっきりしていて、かたさ分布曲線は急であるが、長時間の浸炭では傾斜がゆるやかになっていると同時に、最高かたさは表面から相当離れた部分に存在する。これは表面附近にε相が存在するかまたは過共析による残留オーステナイトが残存しているものと思われる。

2. 断面組織による有効硬化層深さ

前項の方法で有効硬化層深さを求めることは非常に労力および時間を要すること、JISによるH_v(0.3)の測定が困難なため、試料の断面の組織により有効硬化層深さを求めた。写真1に示すようにマルテンサイト均一相からフェライト相が析出し始める点をはさんで、その両側をピッカースかたさ試験機(荷重300g)で測定し、測定点を直線で結び、H_v 513の線と交わる点から有効硬化層深さを求めたのが図2である。たとえば板厚1mmのものを920°Cで60分間浸炭したものの測定値は表面より0.38mmのところまでH_v 550、0.45mmのところまでH_v 450、この2点を直線で結びH_v 513の横線との交点は0.41mmとなり、有効硬化層である。

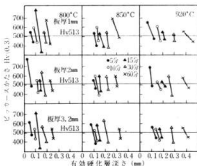


図2 ピッカースかたさと有効硬化層深さの関係

これらの各測定値を図1のかたさ分布曲線より求めた値と比較した場合よく合致していることがわかる。このようにマルテンサイト相にフェライト相が析出し始める附近のかたさがH_v 513であることが知られたので、各試料の顕微鏡組織を観察し、同一熱処理条件の3試料内のおおの3点、計9点の有効硬化層深さを測定し、信頼度95%で深さの信頼限界を求めた。²⁾この結果が図3で

ある。各試料の有効硬化層深さを測定した場合、その他の95%まではこの範囲にはいり、横線の長さが長いほどばらつきが大きいことを意味し、短いほどばらつきは小さい。

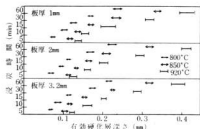


図3 浸炭時間と有効硬化層深さの関係

また温度が高くなるほど、浸炭時間が長いほどばらつきは大きくなる傾向をみている。これは浸炭層が厚くなるにしたがって境界部が判然としなため、ばらつきが大きくなるものと思われる。一般に浸炭深さは0.1mm単位以上で指定されることが多いが、同図の信頼限界すなわち測定値の分布は、ばらつきの大きいもので0.05mm以内にある。したがって本方法は比較的精度も高く、かたさ分布曲線より求める方法にくらべ、簡単に実用できることが知られた。

3. 表面かたさと有効硬化層深さの関係

試料の表面かたさと有効硬化層深さの関係を求めるため、同一熱処理条件3試料、1試料内を3点計9点の表面かたさをロックウェル・スーパーフィシャルかたさ試験機の15-N、30-N、45-Nかたさで測定し、そのかたさの平均値と前項で求めた有効硬化層深さの平均値との関係をしめたのが図4である。いずれの場合においても有効硬化層深さがある値までは深くなるにつれて表面かたさは上がっているが、それ以上になるとかたさは同一の値となり曲線は水平となる。水平部のかたさは表面かたさをあらわしているものと思われる黒丸印をつけた。白丸印は押込深さに対し、浸炭深さが浅いため表面かたさが軟かくあらわれているものである。同図より押込深さの浅い15-Nのかたさ測定では、押込深さの約20倍(0.2mm)以上の有効硬化層深さであると、表面かたさの最高附近をあらわしていることが知られた。これに対し30-Nでは約15倍(約0.3mm)以上、45-Nでは約14倍(約0.4mm)以上でよいのである。30-N、45-Nでは押込深さに対し、有効硬化層深さの倍率が低くなっているのは、浸炭層の深さが0.3mm以上になると、かたさ分布曲線はゆるやかで内部のかたさが高いことが原因と思われる。また有効硬化層深さが所定の倍率以下の場合(白丸)において表面かたさがわかれば、

各曲
知る
ロッ
0.2
層深
では
以上
SP
般に
らに
深さ
45-N
くと
なか
れて
こと

本研
1.
線の傾
ど、急

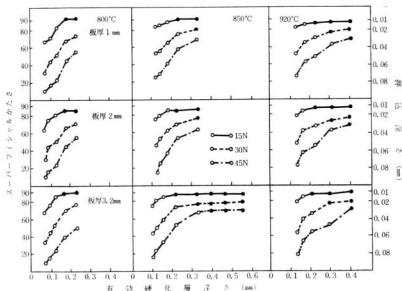


図4 有効硬化層深さと表面かたさの関係

各曲線の交点から浸炭温度に関係なく逆の有効硬化層を知る事ができる。たとえば15-Nで測定したときに、ロックウェル・スーパーフィシャルかたさが90であれば約0.2 mm以上、80であれば約0.1 mm以上の有効硬化層深さを有しており45-Nの測定であれば、かたさが70では約0.4 mm以上、かたさが40であれば約0.18 mm以上の有効硬化層深さを有していることがわかる。

SPCC材の浸炭部品に要求される有効硬化層深さは一様に0.3 mm以下の場合が多いので、以上の結果からあらかじめかたさ分布法または組織法によって有効硬化層深さを求め、さらに試料表面のかたさを15-N、30-N、45-Nのかたさで測定し図4のような関係図を制作しておくことで部品の表面かたさを15-N、30-N、45-Nのいずれかで測定することによって、有効硬化層深さを推察することができる。

Ⅳ 結 言

本研究によりつぎのことが知れた。

1. 液体浸炭を行なった冷間圧延鋼板のかたさ分布曲線の傾斜は浸炭時間が短いほど、また浸炭温度が低いほど、急に傾斜している。

2. 浸炭有効硬化層深さを求めるにはかたさ分布法によるよりも組織より求めるほうが作業が容易であり相当な精度もある。

3. ロックウェル・スーパーフィシャルかたさ試験機で浸炭部品の表面かたさを15-N、30-N、45-Nで測定し、この測定値と部品の有効硬化層深さの関係図を求めておくと、浸炭層深さ0.4 mm以下の場合には浸炭部品の有効硬化層深さをある程度推察することができる。

本研究の結果、表面かたさの測定によって有効硬化層深さが容易に推察できるので、作業管理の効率向上に役立つものと思われる。関連企業の利用が望まれる。

終りに本実験を行なうにあたり、試料の提供をいただいたデルタ工業株式会社にお礼を申し上げます。

文 献

- 1) 吉沢：かたさ試験法とその応用 炭華房 (1967) 84.
- 2) 中井、池沢：品質管理と工場統計 日本文化興業株式会社 (1964).

含有炭素量のちがいによるかたさ換算*

荻山 信行, 石田 節
横山 宏樹, 新田 明

I 緒 言

耐摩耗性が要求される機械構成部品, 工具, 刃物などは一般に0.5~1.5%の広範囲な炭素量を含有する種々な鋼種が使用されていて, これらの製品のかたさは普通ロックウェルかたさ H_{RC} で測定されることが多い。しかし製品の大きさ, 形状, 厚さ, 表面状態などによりロックウェルかたさ試験機では測定が不可能な場合, 他のかたさ試験機を使用しなければならないことが工場ではしばしばみられる。県下の中小企業で製造されている, やすり, 針, 板ばね, 刃物, 工具などの小物製品では, ロックウェルかたさ試験機 (H_{RA} , 15-N) またはビッカースかたさ試験機 (H_V) で測定し, ロックウェル C スケール (H_{RC}) に換算することが多い。この場合,

ASTM, SAE, DIN などいろいろな換算表があるが, この換算表はどのような金属材料を使用し, そしてどのような測定条件のもとでつくられたものか, などの点が問題になる。そこでかたさの測定条件を一定にして, H_{RC} 50~65 までのかたさと H_{RA} , 15-N, H_V かたさの換算関係を求めるとともに, 含有炭素量のちがいがこれらのかたさ換算にいかかに影響を与えるかを求めるために本研究を行なった。

II 試料と実験方法

1. 試料

試料の素材は表1に示すような化学成分をもつ JIS 規格の S50C, SK6, SKS8 の三種の鋼材を使用した。

表1 試料の化学成分(%)

鋼 種	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Cu
合金工具鋼 S 8 種 SKS8	1.40	0.14	0.23	0.012	0.023	0.03	0.48	0.10
炭素工具鋼 6 種 SK6	0.74	0.27	0.37	0.012	0.011	0.03	0.00	0.04
機械構造用炭素鋼鋼材 S50C	0.47	0.23	0.70	0.015	0.019	0.02	0.00	0.05

これらの試料は Cr を含有している SKS8 のほかは脆入性が悪いので, 表2に示すような厚さの薄い試験片に統一した。

表2 試料の形状

鋼 種	SKS8	SK6	S50C
試料寸法(mm)	48×20×3.9	48×20×4.7	48×20×4.2

また試料の標準組織は, 写真1に示すように亜共析鋼の S50C はフェライトとパーライトの混合組織, 共析鋼の SK6 はパーライト組織, 過共析鋼の SKS8 はパーライト中に鋼状炭化物が混在している組織であり, 組織的にはまったく異なっている。これらの試料は焼入前に一般に炭化物を球状化組織にするため, 写真1に示すような組織に調質した。

試料の加熱はソルトバスにより, S50C は 810°C,

SK6 および SKS8 は 705°C に3分間加熱保持したのも, 5%食塩水 (22~27°C) 中に急冷した。試料の焼入組織は写真1に示すように S50C, SK6 はマルテンサイト組織, SKS8 はマルテンサイト組織に微細な球状炭化物が分布している組織である。つぎに焼入した試料を低温ソルトバスで図1に示すような各温度で1時間焼もどしを行なった。試料の焼もどし温度とかたさの関係は図1のとおりで, 焼もどし抵抗は S50C が最も低く, 炭素量が多く Cr を含有している SKS8 が最も高い。

熱処理後, 試料の表面をエメリーパーペーで仕上げ, つぎにバフ仕上げにより試料表面のあらさを 0.4 S 程度にした。試料の表面かたさを予備実験で測定したところ, 一試料内で H_{RC} 0.5 以上のかたさのバラツキがあったので全試料の表面の顕微鏡組織を検査すると, 写真

*昭和44年度技術開発研究費補助金による高硬度材料におけるかたさ換算の研究で昭和45年広島, 名古屋, 長野で発表

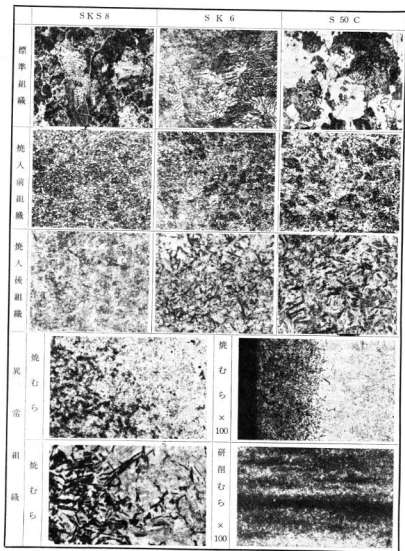


写真1 試料の顕微鏡組織

(×400)

1に示すように試料の表面から約0.05mmの深さまで焼きむらによる異常組織が数多くみうけられた。この異常組織をとり除くため、全試料の表面を約0.1mm研削したのも前述のような表面仕上げを行なった。試料表面の

研削が比較的強研削になると、同写真に示すような研削後もどしをうけ、試料内のかたさのバラツキが大きくなるので研削加工はとくに注意深く行なった。

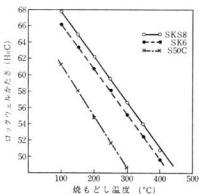


図1 焼もどし温度とかたさの関係

2. 実験方法

$H_R C$, $H_R A$, 15-N のかたさ測定には十分管理している計量研習万能基準かたさ試験機, H_V のかたさの測定には明石製 AVK 型マイクロメータ式計測顕微鏡付のピッカースかたさ試験機を使用した。かたさの測定の規模は表3, 条件は表4に示すとおりである。試料の測定は S50C, SK 6, SKS 8 の試料41個をランダムな順序で, また1試料内の三区画の測定順序もランダムな順序で行な

表3 かたさ測定の規模

試料の材質	かたさの段階 $H_R C$	試料の個数	試料反覆の区画回数	かたさの種類
SKS8	50, 55, 60, 65 52.5, 57.5, 62.5	各段階3個 各段階1個	3	$H_R C$, $H_R A$
SK 6	"	"	3	15-N, $H_V(30)$
S50C	50, 55, 60 52.5, 57.5	各段階3個 各段階1個		

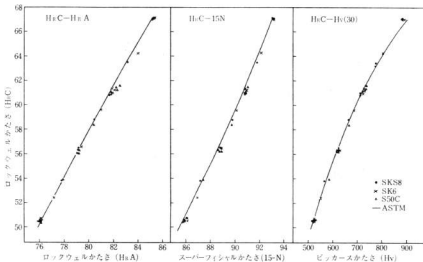
表4 かたさ測定の条件

測定条件	かたさの種類			
	$H_R C$	$H_R A$	15-N	$H_V(30)$
負荷時間 (sec)	10	10	10	10
保持時間 (sec)	10	10	10	15

った。第1回測定より2日間後に, 第2回目の測定を1回と同様にランダムに行なった。

■ 結 果

前節で行なったかたさ測定により, 反覆2回のかたさ測定値(6点)の平均値をプロットして各かたさ間の関係を求めたものが図2である。同図によれば, 炭素量のちがひによる換算関係はやや異なるようにみうけられるが明確でない。なお参考のために ASTM の換算曲線を実線で記入した。

図2 $H_R C$ かたさと $H_R A$, 15-N, H_V かたさの関係

IV 解析と考察

前節のように、実測値の平均値をプロットしたのでは誤差量のちがいでよいかたさの換算関係が明確でないので、精度の高い換算関係を求めるために最小二乗法を直交多項式の形で用いつぎの手順によって行なった。

普通の最小二乗法は多項式の場合

$$y = a_0 + a_1x + a_2x^2 + \dots + a_nx^n \dots\dots(1)$$

の式を用いて、 x と y の測定データから a_j を決定するがこれは労力が大変なことで、 n (試料)の大きさが異なる場合最初から計算をやり直さなければならぬ。そこで直交多項式を用いれば便利である。 y を

$$y = A_1P_1(x) + A_2P_2(x) + \dots + A_nP_n(x) \dots\dots(2)$$

の形に書けるものと仮定する。 $P_1(x)$ は x にかかわらず常に 1 とし、 $P_2(x)$ は x の 1 次式、 $P_j(x)$ は x の $j-1$ 次式であるとし、 A_1, A_2, \dots, A_n はそれぞれ係数 (定数) とする。

最小二乗法は残差二乗和 (SE)

$$SE = \sum_{i=1}^m [y_i - A_1P_1(x_i) - \dots - A_nP_n(x_i)]^2 \dots\dots(3)$$

を最小にする A_j (A_1, A_2, \dots, A_n) をそれぞれ求めることである。

計算の手順として

1. 多項式の次数の決定

$P_2(x)$, すなわち多項式の次数を求める。これは、 $P_2(x) = 1$

$$P_2(x) = x - C_2 (C_2 = \bar{x} = \frac{1}{m} \sum_{i=1}^m x_i)$$

とし、 j が 2 より大きい $P_j(x)$ は

$$P_j(x) = (x - C_j)P_{j-1}(x) - D_jP_{j-2}(x) \dots\dots(4)$$

において、 C_j, D_j を決定する。すなわち

$$C_j = \frac{\sum_{i=1}^m x_i P_{j-1}(x_i)^2}{\sum_{i=1}^m P_{j-1}(x_i)^2}$$

$$D_j = \frac{\sum_{i=1}^m x_i P_{j-1}(x_i) P_{j-2}(x_i)}{\sum_{i=1}^m P_{j-2}(x_i)^2}$$

となる。これによって必要な次数まで、 $P_3(x), P_4(x)$ と求めてゆけばよい。

2. 多項式の各次数の係数決定

最小二乗法では、SE の最小値を求めるために (3) 式を各 A_j で微分して 0 になる A_j の解を求める。まず (3) 式を展開すると

$$SE = \sum_{i=1}^m [y_i^2 + A_1^2 P_1(x_i)^2 + A_2^2 P_2(x_i)^2 + \dots + A_n^2 P_n(x_i)^2 + 2A_1 P_1(x_i) \times A_2 P_2(x_i) + 2A_1 P_1(x_i) \times A_3 P_3(x_i) + \dots + 2A_{n-1} P_{n-1}(x_i) A_n P_n(x_i) - 2y_i (A_1 P_1(x_i) + A_2 P_2(x_i) + \dots + A_n P_n(x_i))] \dots\dots(5)$$

となる。これは $P_j(x)$ が互に直交していることにより、 $\sum_{i=1}^m A_1 P_1(x_i) \cdot A_2 P_2(x_i)$ などの項がすべて 0 になる。(5) 式 j 項で微分すれば

$$2A_j \sum_{i=1}^m P_j(x_i) - 2 \sum_{i=1}^m y_i P_j(x_i) \dots\dots(6)$$

となり他の項は消えてしまう。したがって、最小二乗法により (6) 式を 0 とおくと

$$A_j = \frac{\sum_{i=1}^m y_i P_j(x_i)}{\sum_{i=1}^m P_j(x_i)^2} \dots\dots(7)$$

となる。例えば $j=2$ のとき

$$A_2 = \frac{\sum_{i=1}^m y_i P_2(x_i)}{\sum_{i=1}^m P_2(x_i)^2} \dots\dots(8)$$

となり計算することができる。以下 A_3, A_4, \dots と求めることができる。

3. 各次数の効果

各次数の効果、すなわち分散分析の手法により第何回まで有意であるかを決定する。(7) 式を $\sum_{i=1}^m y_i P_j(x_i) = A_j \sum_{i=1}^m P_j^2(x_i)$ としてこれを (5) 式に代入する

$$SE = \sum_{i=1}^m [y_i^2 - A_1^2 P_1(x_i)^2 - A_2^2 P_2(x_i)^2 - \dots - A_n^2 P_n(x_i)^2] = \sum_{i=1}^m y_i^2 - \sum_{i=1}^m A_j^2 \sum_{i=1}^m P_i(x_i)^2 \dots\dots(9)$$

(9) 式の第 2 項は、分散分析のとき各次数の効果を表わす二乗和として使うことができる。

それらの自由度はそれぞれ 1 であり、SE の自由度は $m-n$ となる。直交多項式では何回まで有意かを統計的に検定してきめる。この分散分析では検定する項より高次の項の効果をプールするから、 $j=1$ から順番に全平方和 $ST(\sum y_i^2)$ より各次数の効果を差し引いて、SE に番号をつけておき対応する効果 (S_j) を検定する。第 j 項の効果 S_j は

$$S_j = A_j^2 \sum_{i=1}^m P_j(x_i)^2 = \frac{(\sum_{i=1}^m y_i P_j(x_i))^2}{\sum_{i=1}^m P_j(x_i)^2}$$

$$SE_j = SE_{j-1} - S_j$$

$$ST = SE_0 = \sum_{i=1}^m y_i^2$$

となる。例えば

$$S_1 = \frac{(\sum_{i=1}^m y_i P_1(x_i))^2}{\sum_{i=1}^m P_1(x_i)^2}$$

$$SE_1 = ST - S_1$$

$$VE_1 = SE_1 / \phi \text{ (自由度)}$$

$$S_2 = \frac{(\sum_{i=1}^m y_i P_2(x_i))^2}{\sum_{i=1}^m P_2(x_i)^2}$$

$$SE_2 = SE_1 - S_2$$

$$VE_2 = SE_2 / \phi - 1$$

F 比は

$$F_1 = S_1/VE_1, \quad F_2 = S_2/VE_2$$

となりこれを自由度 1 と $n-j$ ($j=1, 2, \dots, n$) の F 分布を用いて検定する。

表 5 は前記手順により求めた SK 6 の H_gC-H_gA の分散分析表である。同表より、 j は 3 項で有意になっているのでこの換算方程式は 2 次式まで求めればよいこと

表 5 H_gC-H_gA 分散分析表

J	AJ	SJ	SEJ	J	VEJ	F_0
ST=52484.95						
1	58.86	51968.67516.28	14	36.88	1409.25	
2	1.77	516.04	0.24	13	0.018	28402.16
3	-0.0099	0.13	0.103	12	0.0086	15.47**
4	-0.00076	0.0033	0.100	11	0.0091	0.36

になり、 C_j D_j より $P_1(x)$, $P_2(x)$, $P_3(x)$ まで求め、これを(2)式に代入して展開すると

$$y = 0.009925813x^2 + 3.37195x - 148.5155$$

となる。同ように SK 6 の H_gC-15N , H_gC-H_v の換算方程式はそれぞれ

$$y = 0.005287988x^2 - 7.160708x + 275.2911$$

$$y = -0.0000418091x^2 + 0.104975x + 7.227317$$

となる。つぎに、測定データ全体から定めた換算曲線から個々の測定値の偏差を新たにデータとして、分散分析を行ない表 6 のような結果を得た。同表より炭素量間

表 6 換算方程式より求めた分散分析表

要 因	H_gA	15-N	H_v
R (反 置)	**	**	**
A (炭 素 量)	**	**	**
B (かたさの段階)			**
A × B		**	**

有意差 1% があるので SKS 8, S50C の H_gC-H_gA , H_gC-15N , H_gC-H_v についてさらに直交多項式による回帰分析を行なって、表 7 に示すような各々の換算方程式を求めた。これらの方程式の x に H_gA (75.0~86.0), 15-N (85.0~94.0), H_v (500~900) の値を代入して、 y すなわち H_gC の値を求め表 8 にこれらの換算関係を示した。

表 7 かたさの換算方程式

炭素量のちがいによる換算方程式		
H_gC-H_gA	SKS 8	$y = -125.6361 + 2.841853x - 0.006651174x^2$
	S K 6	$y = -148.5155 + 3.37195x - 0.009925813x^2$
	S50C	$y = -84.46444 + 1.776528x$
H_gC-15N	SKS 8	$y = -8468.996 + 286.567x - 3.233719x^2 + 0.01225009x^3$
	S K 6	$y = 275.2911 - 7.160708x + 0.05287988x^2$
	S50C	$y = -52562.4 + 1782.253x - 20.14201x^2 + 0.0759517x^3$
H_gC-H_v	SKS 8	$y = 8.688703 + 0.1023956x - 0.00004075645x^2$
	S K 6	$y = 7.227317 + 0.104975x - 0.0000418091x^2$
	S50C	$y = -0.4281338 + 0.1282131x - 0.00005941953x^2$
方程式の使用範囲	SKS 8, SK 6: H_gC 50~67 S50C: H_gC 50~61	

これらの換算式の x に実測の H_gA , 15-N, H_v 値を代入して求めた計算値の H_gC を、実測の H_gC から差し引いた値をプロットしたのが図 3 および図 4 の黒丸で

ある。図中の実線は ASTM 換算値から換算式より求めた計算値を差し引いた値であり、点線は計算値の 95% 信頼限界である。

図 3
SKS 8
C の
% の
 H_gC
算関係
15-N
きくな
表 8
の SK
の差は
と 15-
と SK
はかた
信頼界
式によ
べ SK

表8 かたさの換算方程式により求めた換算表

H _R A	H _R C				15-N	H _R C				H _v (90)	H _R C			
	SKS8	SK6	S50C	ASTM		SKS8	SK6	S50C	ASTM		SKS8	SK6	S50C	ASTM
75.0	48.8	48.5	48.8	48.5	85.0	48.7	48.7	46.9	49.0	500	49.7	49.3	48.8	49.1
75.5	49.7	49.5	49.7	49.5	85.5	49.8	49.6	48.9	50.0	520	50.9	50.5	50.2	50.5
76.0	50.6	50.4	50.6	50.3	86.0	50.9	50.6	50.5	51.2	540	52.1	51.7	51.5	51.7
76.5	51.5	51.4	51.4	51.4	86.5	52.0	51.6	51.9	52.2	560	53.2	52.9	52.7	53.0
77.0	52.5	52.3	52.3	52.3	87.0	53.0	52.6	53.1	53.2	580	54.4	54.0	53.9	54.1
77.5	53.4	53.2	53.2	53.2	87.5	54.1	53.6	54.1	54.1	600	55.5	55.2	55.1	55.2
78.0	54.3	54.1	54.1	54.0	88.0	55.1	54.7	55.0	55.2	620	56.5	56.2	56.2	56.3
78.5	55.2	55.0	55.0	55.0	88.5	56.1	55.7	55.9	56.3	640	57.5	57.3	57.3	57.3
79.0	56.1	55.9	55.9	56.0	89.0	57.1	56.9	56.8	57.2	660	58.5	58.3	58.3	58.3
79.5	57.0	56.8	56.8	56.9	89.5	58.2	58.0	57.7	58.4	680	59.5	59.3	59.3	59.2
80.0	57.8	57.7	57.7	57.8	90.0	59.2	59.2	58.8	59.5	700	60.4	60.2	60.2	60.1
80.5	58.7	58.6	58.5	58.7	90.5	60.3	60.3	60.1	60.6	720	61.3	61.1	61.1	61.0
8.10	59.6	59.5	59.4	59.6	91.0	61.5	61.6	61.6	61.8	740	62.1	62.0	61.9	61.8
8.15	60.5	60.4	60.3	60.5	91.5	62.7	62.8		63.2	760	63.0	62.9		62.5
8.20	61.4	61.2	61.2	61.4	92.0	64.0	64.1		64.5	780	63.8	63.7		63.3
82.5	62.2	62.1		62.3	92.5	65.3	65.4		65.9	800	64.5	64.5		64.0
83.0	63.1	63.0		63.3	93.0	66.7	66.7		67.3	820	65.2	65.2		64.7
83.5	64.0	63.8		64.2	93.5	68.3	68.1			840	65.9	65.9		65.3
84.0	64.8	64.7		65.2	94.0	69.9	69.4			860	66.6	66.6		65.9
84.5	65.7	65.5		66.0						880	67.2	67.2		66.4
85.0	66.6	66.4		67.0						900	67.8	67.8		67.0
85.5	67.4	67.2		67.8										
86.0	68.3	68.1												

図3および図4によると H_RC 50以上のかたさでは、SKS8, SK6の H_RCと H_RA, H_vの換算関係および S50Cの H_RCと H_RAの換算関係の信頼関係は、信頼度95%で約 H_RC ±0.1以内となって非常によいが、S50Cの H_RCと H_vおよび SKS8, SK6の H_RCと 15-Nの換算関係では H_RC ±0.2 となっており、S50Cの H_RCと 15-Nの換算関係では H_RC ±0.4 となり信頼関係は大きくなっている。

表8および図3、図4の結果を総合すると H_RCと H_RAのSKS8, SK6, S50C 各々の換算方程式より求めた H_RCの差は0.2と少なく、95%信頼限界も ±0.1とよい。H_RCと 15-Nの3つの換算方程式による H_RCの値は、SKS8と SK6の差は0.3~0.4とあまり大きくないが、S50Cはかたさの低い H_RN 85付近では1.4と大きく、95%信頼限界も ±0.2~0.4と大きい。H_RCと H_vの3つの換算式による H_RCの値は、H_v 560以下では SKS8にくらべ SK6は0.3~0.4と低く、S50Cは0.6~0.8と低く

なっており、95%信頼限界は SKS8, SK6は ±0.1であり、S50Cは ±0.2である。また各換算式より求めた値と、ASTMの値との差を求めてみたが、ASTMの換算表の測定条件が明確でないので参考値として考えた。

以上の結果より、H_RCと 15-Nの換算関係で換算式の信頼限界が大きくなっていることは、15-Nの測定ではダイヤモンド圧子の押込み深さが 15μ以下と非常に浅く、かたさの測定が圧子の先端の球面で行なわれていることが原因の一つとして考えられる。また炭素量の低い S50Cの各換算方程式の95%信頼限界がとくに大きくなっていることは、S50Cの焼入性の悪いことが影響していると思われる。また試料の含有炭素量が異なることにより、かたさの換算関係がやや変化することは、マルテンサイト中の含有炭素量および残留炭化物、残留オーステナイトが影響しているように思われ、さらに焼入性の差も影響していると思われる。

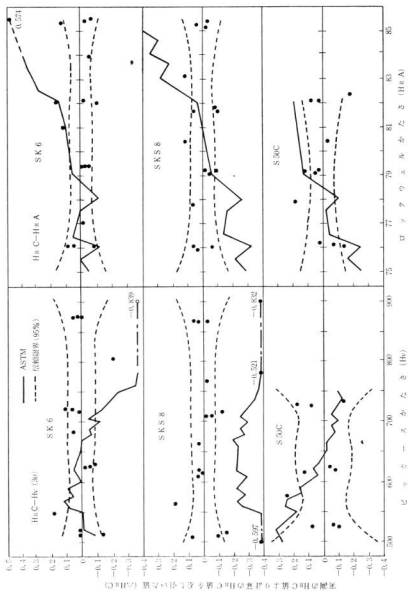


図3 実測値と方偏式より求めた計算値の差および95%信頼限界

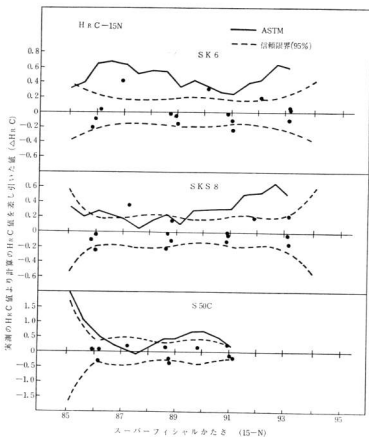


図4 実測値と方程式より求めた計算値の差および95%信頼限界

V 結 言

本研究を要約するとつぎのようになる。

1. SKS8, SK6 の $H_R C 50 \sim 67$, S50C の $H_R C 50 \sim 61$ のかたさの範囲内では、その炭素含有量の差によりかたさの換算関係はやや変化する。しかし $H_R C 1$ 程度の差が問題にならない場合にはこれらの差を無視してもかまわない。

2. $H_R C$ と $H_R A$ および $H_R C$ と H_V の換算方程式の95%信頼限界は $H_R C \pm 0.1 \sim 0.2$ と小さく、 $H_R C$ と 15-N および S50C の換算方程式の95%信頼限界は $H_R C \pm 0.2 \sim 0.4$ とやや大きい。各換算方程式は実用には差しつか

えないと考えられる。

3. ASTM 換算関係とはやや異なっている。

本研究で求めた換算表は製品の $H_R A$, 15-N, H_V の実測値より $H_R C$ かたさを推算する場合に適し、また一般にかたさ測定はかたさ試験機の精度、測定条件、測定規模によりかたさ値は相当変化する、換算関係も変化すると思われるので換算表を実用するにあたってはこれらのことに十分注意する必要がある。

終りに本研究を行なうにあたり、副指導、助言をいただいた計量研究所の飯塚幸三、久野宏河課長、後藤充夫技官ならびにかたさ研究室の皆様深く感謝します。

高炭素鋼の熱処理組織差によるかたさ換算*

荻山 信行, 石田 節, 横山 宏樹
新田 明, 加城 正義

I 緒 言

工具および刃物は切味、耐摩耗性が要求されるので一般に高炭素鋼が使用されている。その組織は、微細炭化物が均一に分布しているマルテンサイト地がよい。しかし中小企業では、不完全な熱処理によりマルテンサイト地に網状炭化物が残っているもの、または高温焼入により粗大なマルテンサイトに残留オーステナイトが残って

いる製品がしばしばみられる。これらの熱処理組織差が、 $H_R C$ と $H_R A$ 、15-N、 H_V のかたさ換算にいかにか影響を与えるかを求めるために本研究を行なった。

II 試料と実験方法

1. 試料

試料の素材は表1に示すような化学成分をもつJIS規格のSK2に相当する鋼材を使用した。試料の形状は外

表1 試料の化学成分(%)

鋼 種	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Cu
炭素工具鋼 2 種 SK 2	1.25	0.21	0.50	0.024	0.023	0.04	0.00	0.08

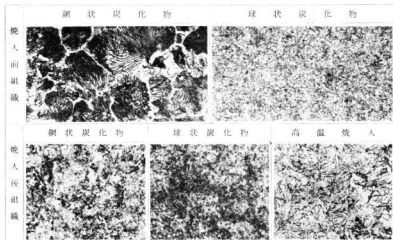


写真1 試料の顕微鏡組織 (×400)

径 35 mm, 内径 9 mm, 厚さ 10 mm のリング状のものとした。この素材を使用して焼入組織が異なる試料を製作するため、表2に示す熱処理により写真1のような網状および球状炭化物の2種類の素材組織に調整し、つぎにこれらの試料をソルトバスで加熱し表3に示す焼入条件により焼入組織差のある3種類の試料を製作した。写真1はこれらの組織を示している。この焼入試料をソル

トバスで各温度に1時間焼もどしを行なって、 $H_R C$ 50~60の範囲で計33個の試料を製作した。試料の焼もどし温度とかたさの関係は表4に示すように、前報¹⁾のSKS 8の焼もどし曲線とよく似ている。試料表面の仕

* 昭和44年度技術開発研究費補助金による高硬度材料におけるかたさ換算の研究で昭和45年広島、名古屋、長野で発表。

表2 素材の調査条件

素材番号	焼入前の処理	組織	織
No.1	900°C 20min 保持→水冷	球状炭化物	
	700°C 90min 保持→水冷		
No.2	950°C 20min 保持→水冷	網状炭化物+パーライト	

表3 試料の焼入条件

組織番号	使用素材	焼入条件	焼入後の組織
1	No.1	780°C 3min 保持→水冷	マルテンサイト+残留球状炭化物
2	No.2	*	マルテンサイト+残留網状炭化物
3	No.1	950°C 3min 保持→水冷	マルテンサイト+残留オーステナイト

表4 焼もどし温度とかたさの関係

かたさの段階	H _{RC} 50	H _{RC} 55	H _{RC} 60
焼もどし条件	400°C 1 h	320°C 1 h	240°C 1 h

上げは前報と同ようにした。

2. 実験方法

測定に使用した試験機、測定条件、測定順序などは前報と同様にしない。かたさの測定の規模は表5のように行なった。

表5 かたさ測定の規模

組織の種類	かたさの段階 H _{RC}	試料の個数	試料反復の区画回数	かたさの種類
3	50, 55, 60	各段階 3個	3	H _{RC} , H _{RA}
	52.5, 57.5	各段階 1個	2	15-N, H _V (20)

■ 結 果

前節で行なった測定により、反復2回のかたさ測定値(6点)の平均値をプロットして各かたさ間の関係を求めたのが図1である。同図の実線はASTMの換算曲線である。

IV 解析と考察

図1では組織のちがいが、換算関係にどのように影響するかが明確でないので、前報と同じように最小二乗法を直交多項式の形で用い、回帰分析および分散分析を球状炭化物について行ない、表6を得た。つぎに測定データ全体から定めた換算曲線からの個々の測定値の偏差を新たにデータとして、分散分析を行なって表7のような結果を得た。同表より組織のちがいに有意差がないので他の2種類の組織も表6の方程式で代表できる。これらの換算方程式のxにH_{RA}(75.0~82.0)、15-N(85.0~91.0)、H_V(500~740)の値を代入して、yすなわち

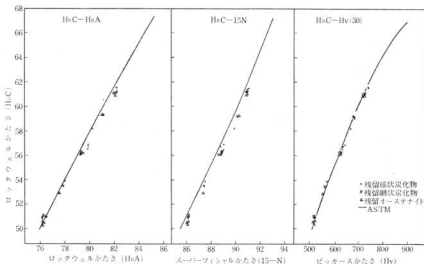


図1 H_{RC} かたさと H_{RA}, 15-N, HV かたさの関係

表6 組織のちがいによる換算方程式

$H_{\beta}C-H_{\beta}A$	SK 2	$y = -88.35276 + 1.822374x$
$H_{\beta}C-15N$		$y = -135.3218 + 2.160434x$
$H_{\beta}C-H_{\beta}V$		$y = 7.789836 + 0.00004406238x^2$

方程式の使用範囲 SK 2: $H_{\beta}C$ 50~61

表7 換算方程式より求めた分散分析表

要因	$H_{\beta}A$	15-N	$H_{\beta}V$
R (反復)	* *		
A (組織差)			
B (かたさの段階)		* *	
A × B			* *

表8 かたさの換算方程式より求めた換算表

$H_{\beta}A$	$H_{\beta}C$		15-N	$H_{\beta}C$		$H_{\beta}V$	$H_{\beta}C$	
	SK2	ASTM		SK2	ASTM (30)		SK2	ASTM
75.0	48.3	48.5	85.0	48.3	49.0	500	49.7	49.1
75.5	49.2	49.5	85.5	49.4	50.0	520	50.9	50.5
76.0	50.1	50.3	86.0	50.5	51.2	540	52.1	51.7
76.5	51.1	51.4	86.5	51.6	52.2	560	53.3	53.0
77.0	52.0	52.3	87.0	52.6	53.2	580	54.4	54.1
77.5	52.9	53.2	87.5	53.7	54.1	600	55.4	55.2
78.0	53.8	54.0	88.0	54.8	55.2	620	56.5	56.3
78.5	54.7	55.0	88.5	55.9	56.3	640	57.5	57.3
79.0	55.6	56.0	89.0	57.0	57.2	660	58.5	58.3
79.5	56.5	56.9	89.5	58.0	58.4	680	59.4	59.2
80.0	57.4	57.8	90.0	59.1	59.5	700	60.3	60.1
80.5	58.3	58.7	90.5	60.2	60.6	720	61.2	61.0
81.0	59.3	59.6	91.0	61.3	61.8	740	62.0	61.8
81.5	60.2	60.5	91.5		63.2	760		62.5
82.0	61.1	61.4	92.0		64.5	780		63.3
82.5		62.4	92.5		66.0	800		64.0
83.0		63.3	93.0		67.3	820		64.7
83.5		64.2	93.5			840		65.3
84.0		65.2	94.0			860		65.9
84.5		66.0				880		66.4
85.0		67.0				900		67.0
85.5		67.8						
86.0								

$H_{\beta}C$ の値を求めたものが表8である。つぎにこれらの換算式に実測の $H_{\beta}A$, 15-N, $H_{\beta}V$ 値を代入して求めた

計算値の $H_{\beta}C$ を実測の $H_{\beta}C$ 値から差し引いた値をプロットし、またこれらの換算曲線の95%信頼限界を求めたのが図2である。

図中の点線は95%信頼限界、実線は ASTM の値より計算値を差し引いたものである。

表8および図1の結果を総合すると、 $H_{\beta}C$ と $H_{\beta}A$ の換算関係は前報の換算値 $H_{\beta}C$ と比較するとかたさの低いところで $H_{\beta}C$ 0.3~0.4低い、 $H_{\beta}C$ と 15-N の換算関係は、SKS 8 の $H_{\beta}C$ 値より0.2~0.4低い、 $H_{\beta}C$ と $H_{\beta}V$ の換算関係は SKS 8 の換算値によく一致している。また $H_{\beta}C50\sim60$ のかたさの間では、3種類の組織を一つにまとめた $H_{\beta}C$ と $H_{\beta}A$, 15-N, $H_{\beta}V$ の換算方程式の95%信頼限界は約 $H_{\beta}C \pm 0.2$ 以内となり、これらの換算方程式は応用できると思われる。

V 結 言

本研究を要約するとつぎようになる。

- SK 2材の $H_{\beta}C$ 50~60 のかたさの範囲では、焼入硬もどし組織が異なってもかたさの換算関係にはほとんど影響がない。
- 各換算方程式の95%信頼限界は $H_{\beta}C \pm 0.2$ とよく、応用できると思われる。
- ASTM の換算関係とはやや異なっている。

本研究で求めた換算表はSK 2の $H_{\beta}A$, 15-N, $H_{\beta}V$ (30)の実測値より $H_{\beta}C$ かたさを推算する場合に適し、また換算表を実用する場合は前報の終りで述べたような注意が必要である。本研究により、組織のちがいが換算関係にあまり影響しないことがわかったが、組織により製品の諸性質は大きく変わるので、かたさの値のみによって性質を判断することは注意を要する。

終りに本研究を行なうにあたり、御指導、助言をいただいた計量研究所の魚塚幸三課長、久野宏課長、後藤充夫技官ならびにかたさ研究室の皆様へ深く感謝します。

文 献

- 1) 菊山, 石田, 横山, 眞田; 本報告13 (1971)

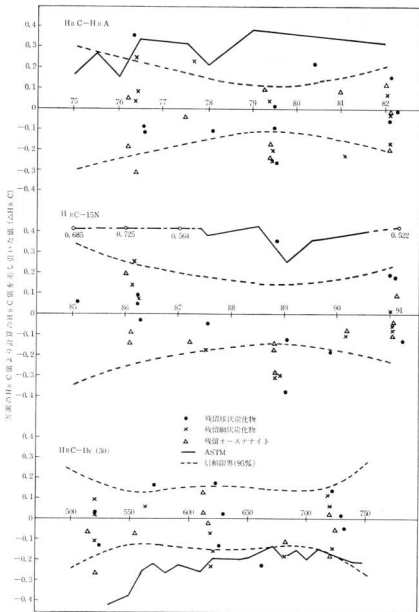


図2 実測値と方程式より求めた計算値の差および95%信頼限界

半自動アーク溶接に関する研究 (第1報)

CO₂ アーク溶接の基本条件

片山 義孝, 芳野 光利, 野地 英治,
蒲田 政信, 池田 哲郎

I 緒 言

溶接の作業量は年を重ねるにしたがって増加し、製造工程中に溶接作業が組みこまれる場合が多くなってきたが、その作業量に対する作業員の数は絶対数において不足している。

このような現状を救済するには、作業能率の向上と省力化を計るよりほかに方法がなくなってきた。そのため溶接業界では溶接作業を自動化することによって、目的を達成しようと努力しており、中小企業でもその動きが活発となってきた。

とくに応用範囲の広い半自動溶接の採用はめざましいものがある。このような状態にあるため、日本溶接協会では半自動アーク溶接の技量検定試験を実施し、技量の認定によって技術向上を計っており、受験者の数も年を追って増加している。

しかしながらこれら受験者の中には、半自動アーク溶接を十分理解していないために、溶接条件の設定をあやまり不合格となるものも少なくない。このようなことから、われわれは半自動アーク溶接の技術指導の必要性を感じ、すでに発表されている各種の資料を参考にして、現場作業に満足できる資料を作成する手段として、まずCO₂ガスアーク溶接法の基本的な問題について実験を行うことにした。

II 実験方法

1. 装置および試料

本実験に使用したアーク溶接機は、300 A 直流溶接機で、ワイヤーはMG50の1.2mmφ、溶接作業は溶接速度を一定に保つため、自動ガス切断機の走行装置を改良して行なった。また、CO₂ガスは3種、被溶接材料はSS 41 材を使用し、大きさは100×250×9mmとした。

2. 実験方法

CO₂ガスアーク溶接法の基本的条件およびビード形状については、すでに発表されているが、これらの資料¹⁾を参考にしてその範囲をさらに具体的にあらわすため、

各条件ごとのビードを作成し比較検討した。

(1) 溶接電流と電圧の設定

溶接電流はショートアーク領域の値を選び、これに対する電圧は標準電圧の計算式²⁾($0.04 \times \text{電流} + 16$)の値を参考にして、図1のようにあらかじめ手動によってアークの発生状況を検討した。その結果標準電圧よりも上の方に広い安定領域を得たので実験の範囲内で電圧設定を行なった。

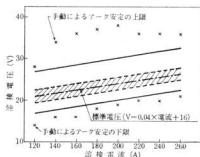


図1 電圧設定範囲

溶接電流と電圧の関係は表1のとおりである。

表1 溶接電流と電圧

電流(A)	電 圧 (V)					
120	16.8	18.8	20.8	22.8	24.8	26.8
140	17.6	19.6	21.6	23.6	25.6	27.6
160	18.4	20.4	22.4	24.4	26.4	28.4
180	19.2	21.2	23.2	25.2	27.2	29.2
200	20.0	22.0	24.0	26.0	28.0	30.0
220	20.8	22.8	24.8	26.8	28.8	30.8
240	21.6	23.6	25.6	27.6	29.6	31.6
260	22.4	24.4	26.4	28.4	30.4	32.4

(2) 溶接速度

溶接速度は各電流、電圧ごとに、20、40、60、80、100 cm/

min とした。

(3) 突出し長さ及ガス流量

突出し長さは溶接電流の関係で 15mm を選び、ガス流量は 20 l/min とした。

(4) ビード置き

ビード置きは 1 試料につき 3 本とし、溶接時の被溶接材の温度は常温とした。またこの場合ホルダーの保持角度は 90° とし、溶接方法は後退法とした。

(5) ビード調査

試料ごとのビード外観は、ビードを三等分して、それぞれについて判定しそれらを総合して良い順に、A、B、C に分類した。

またビード断面のマクロエッチングにより、ビード巾、溶込みの深さ、余盛り高さを測定した。

■ 実験結果と考察

1. ビード外観

ビード外観の判定は各人の個人差があり、極めて困難な問題であるが、図 2 に示すように一般的には溶接速度が遅く、溶接電流が増加するにしたがって良くなるようである。また溶接電流と電圧の関係からみると、低電流の場合にはその電圧が標準よりいくぶん低くても良い外観を得ることができ、電流が増すにつれて標準電圧より高い方がよいようである。

なお、300A 以上の溶接電流の場合、設定した電圧の最低の値ではアークが不安定であり実験の対象にならないため実験を中止した。

2. ビード巾と余盛り高さ

溶接電流と電圧の関係がビード巾と余盛り高さおよびその影響を溶接速度別にあらわしたのが図 3 である。これらの状態は従来の資料と同じように一定電流の場合、電圧が上昇するにしたがってビード巾は広くなり、余盛り高さは減少している。また溶接電流が増加するにつれて溶接速度の変化がかなり影響するようである。

図 4 は標準電圧の場合の状態をあらわしたものであるが、溶接速度 40cm/min を中心にビード巾の差が大きくなる傾向にあり、余盛り高さは 300 A 位までは高くなるが、それ以上の電流ではあまり変化しないようである。

3. 溶込み深さ

溶接電流と電圧の関係が溶込み深さにおよぼす影響を溶接速度別にまとめたのが図 5 である。

溶接速度が速く、電圧が高くなると溶込み深さは浅くなるのは当然であるが、この図 5 から見ると一般に溶接電流に対する標準電圧領域が溶込みが深く、その前後は浅くなる傾向を示している。

図 6 は標準電圧を 0 とし、それ以下の電圧を (-)、それ以上を (+) に取って各溶接電流ごとにあらわしたものである。

図 6 にもあらわれているように、低電圧の場合溶込み深さが浅くなるのは、アークの発生状況からわかるように低電流の方が高電流に比べて低電圧でも安定している。すなわち電流 160 A 以下では -4 V、それ以上では -2 V あたりがアーク発生の限界であり、アークが安定しているとはいえない。そのために溶込みが浅くなったものと思われる。

図 7~9 は各溶接電流に対する標準電圧と標準電圧よりも 2 V、4 V 高い場合の溶込み状況である。これら

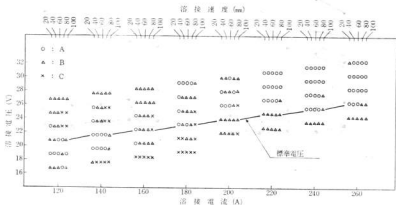
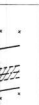


図 2 各種条件の外観状況

び、これに対
流+16)の値
動によってア
電圧よりも上
内で電圧設定



電流+16)

0 260

ある。

(V)

24.8	26.8
25.6	27.6
26.4	28.4
27.2	29.2
28.0	30.0
28.8	30.8
29.6	31.6
30.4	32.4

80, 100 cm/

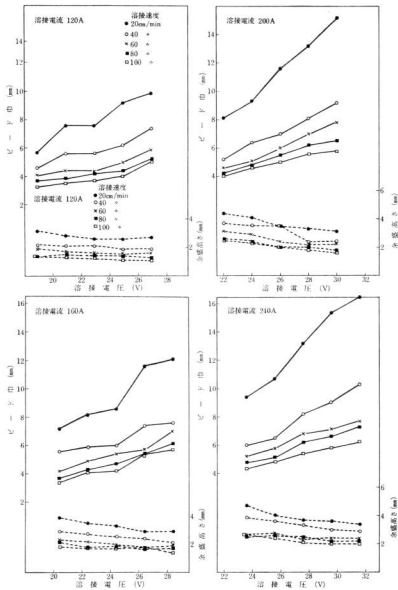


図3 ビード巾と余盛り高さ

推察すると電圧の増加にともなって溶込み深さは浅くなるが、全体的な関係には大差のないことがうかがわれる。

4. 溶着金属量の変化

図10は各溶接電流に対する標準電圧の関係が溶着量におよぼす影響を速度別にあらわしたものである。大体において電流値に比例して溶着量は増加しており溶接速度による変化はあまりみられない。

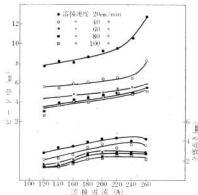


図4 標準電圧のビード巾と余盛り高さ

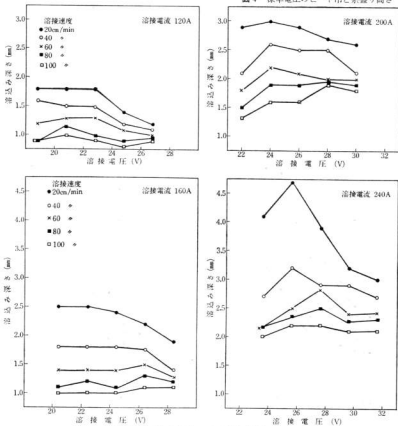


図5 電流、電圧による溶込み深さ

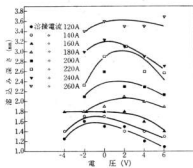


図6 電圧変化による深込み深さ

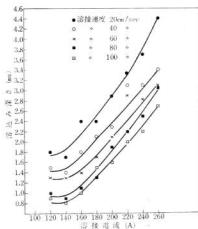


図8 (標準電圧+2V)による溶込み

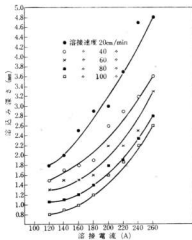


図7 標準電圧による溶込み

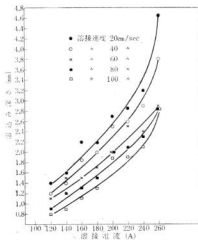


図9 (標準電圧+4V)による溶込み

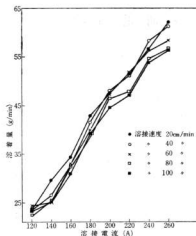


図10 標準電圧と速度による溶着量の変化

IV 結 言

本実験から得た資料は既成の結果と大差はないが、さらに細分割し、個々にわたって溶接速度を組み込み検討を加えたものである。

以上の実験を総合して推察すると、つぎのことがうかがわれる。

1. ビード外観は標準電圧よりもいくぶん高めの電圧を使用した方がよい結果が得られるようである。そのためか実作業では高めの電圧が使用されているようであるが、一つは外観を良くするための方法のように思われ

る。

2. ビード巾と余盛り高さの関係は、電圧の変化で相反する現象をあらわすのは周知のことである。

ビード巾は溶接電流の増加するにつれて溶接速度が影響するが、余盛り高さは全般的には速度による変化はあまりないようである。

3. 溶込み深さは電流と電圧の関係が最も影響するものであるが、本実験の結果からみると標準電圧領域が溶込みが深いようである。

また一定電流で電圧を変化させた場合を比較してみると、いずれも同ような傾向を示しており特異な状態は認められない。

4. 溶着量は電流増加に比例して増加していくが、溶接速度による溶着金属の損失はあまりないようである。

本実験の結果は直接現場作業に適用できるものではないが、CO₂アーク溶接を行なう場合常に念頭においておかなければならないことがらである。

今後われわれは本実験の資料を基にして、実作業に必要なトーチの保持角度、溶接速度、スミ肉溶接、および半自動溶接の溶接量差から起る諸問題などについて引続き実験を進めて行く予定である。

文 献

- 鈴木：炭酸ガスおよびノーマスアーク溶接，産報（1970）
日本溶接協会；溶接技術，1（1968），13
長田，奥；溶接学会誌，34（1965），753
- 松下電器産業株式会社；炭酸ガスアーク溶接法について

溶接欠陥防止に関する研究 (第一報)

厚鋼板溶接の層間温度が銀点と側曲げにおよぼす影響

蒲田 政信, 芳野 光利
野地 英治, 片山 義孝

I 緒 言

軟鋼厚板での溶接施工試験で引張、衝撃、カタリ、マクロ、X線透過試験に合格しながら曲げ試験(側曲げ)でワレが発生し、不合格になるのをよく経験する。ワレはブローホール、スラブ巻込み、融合不良等から発生するワレとはかなり違っていて、小さなワレが多数密集しており、この場合引張試験片破面に銀点の発生が認められる。このことは銀点の発生が側曲げ試験のワレに何らかの影響をおよぼすのではないかと考えられるので、銀点の発生状態と側曲げ試験のワレ発生との関係について研究を行なうことにした。

銀点についてはこれまでの報告によると、銀点の成因、銀点と水素量の関係、銀点におよぼす被覆剤の影響、銀点と溶着金属の塑性質^{1),2)}などで銀点の発生が側曲げ試験におよぼす影響についての報告はまだないようである。

今回の実験では予熱、後熱が許されない場合銀点の発生は層間温度を高くすれば減少すると考えられるので、各層間温度で溶接を行ない銀点の発生状態、側曲げのワレの発生状態を観察した。

II 試料と実験方法

1. 溶接棒

溶接棒はイルミナイト系溶接棒(D4301)で径1mmと5mmを使用した。溶接棒をイルミナイト系としたのは実際の溶接施工試験で多く使われており、それと関連させるためである。なお、溶接棒の吸湿度は試験結果に大きな影響があると考えられるので、溶接前、100°Cで1時間の再乾燥を行なった。

2. 試験材および試験片

試験用鋼板にはSS41(板厚25mm)を使用した。試験片寸法および各種試験片の採取位置ならびに試験片形状を図1、図2に示す。

図2でみられるとおり引張試験片は溶着金属破面の銀点をみることが目的なので溶着金属で破断するような形

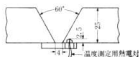
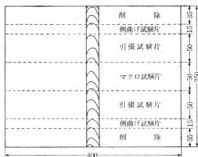


図1 試験材および試験片採取位置

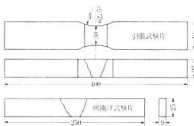


図2 試験片形状

状にした。

3. 溶接施工条件

溶接施工条件を表1に示す。溶接姿勢は下向とし、第1層目の溶接は4mm棒でおこない、第2層目以降は全部5mm棒で溶接した。なお、連棒法はワイピング法

表1 溶接施工条件

試料番号	10	11	12	13	14	15
層間温度	室温	125°C	150°C	175°C	200°C	連続溶接
溶接電流	棒径 4mm 235A	棒径 4mm 230A	棒径 4mm 230A	棒径 4mm 230A	棒径 4mm 230A	棒径 5mm 180~ 235A

により、15~18層で溶接を終了した。

本実験の目的である層間温度は室温、125°C、150°C、175°C、200°C、連続溶接の6水準をとった。

ここで、層間温度は各層の溶接終了後自然冷却しつぎの溶接を行なうときの温度とした。

層間温度の測定は0.3φアルメルークロメ熱電対を試験材中央部の開先面より約2mm母材側のところで図1に示す位置にパーカッション溶接して行なった。

熱電対の溶接箇所は予備実験の結果、本実験の温度範囲内では図1に示す位置で十分なことが確認されたので試験材中央部のみとした。また、各層溶接の前にテンピルスティックでビード表面の温度チェックも行なった。

125°C以上の層間温度で溶接するときは試験材の予熱はおこなわず室温の状態から溶接を行ない、目標の層間温度以上になると自然冷却した。

4. 引張試験および曲げ試験

銀点の発生には水素の放出効果も考えられるので、引張および曲げ試験は溶接終了後加工も含めて一週間以内に試験した。側曲げ試験は曲げ半径19mm、曲げ角度180°としローソク曲げ試験法により行なった。

5. マクロ組織

各層間温度で溶接した試験材はすべてマクロ組織の観察をした。

■ 実験結果および考察

1. 層間温度

図3は層間温度の測定結果で室温から溶接を始めても約4層目あたりから目標層間温度にすることができた。

また、テンピルスティックでのチェック結果とも一致していた。

2. 引張試験および曲げ試験結果

引張および側曲げ試験結果を写真1に示す。引張破面の銀点は層間温度が高くなるにつれて少なくなり連続溶接ではまったくなくなった。側曲げ試験のワレも層間温度が高くなるにつれて少なくなっている。各ワレ長さを層間温度別に合計した結果を図4に示す。図4によると層間温度175°C付近でワレ長さは非常に小さくなった。

また、破面の銀点も175°C付近から急激に少なくなっ

ている。

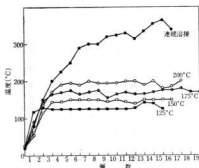


図3 層間温度

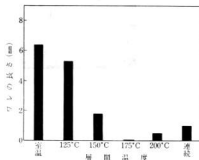


図4 ワレ長さと層間温度の関係

3. マクロ組織

マクロ組織には異常が認められないが層間温度が高くなると熱影響部が大きくなりビード置きによって溶着金属が焼鈍され溶着金属の延性がある程度回復されているのではないかとと思われる。

4. 銀点

銀点を観察してみると銀点の中央には小さな気孔、介在物の存在が認められ、それらが銀点の核となり銀白色のもろい破面となっていた。層間温度が室温のものは比較的小さい銀点が多数層状に発生しているのが認められた。125°C、150°Cでは室温のものより比較的大きな銀点が少数発生していた。175°C以上では銀点は非常に少なくなった。

5. 銀点と側曲げ試験のワレ発生との関係

層間温度175°C以上で銀点の発生度が小さく、ワレの発生も少ないことからつぎのように考察した。

層間温度を低くすると熔融金属の冷却速度が増し溶着金属中に残留する小さな気孔、介在物が多くなる。ま

試料 番号	層間 温度	引張試験 (×34)		曲げ試験 (×15)				
		溶接始側	溶接終側	曲げ 半径	19mm	曲げ 角度	180°	欠陥
10	室温							1.8mm×1 1.1mm×1 0.5mm×2 0.4mm×1
								1.0mm×1 0.9mm×1 0.2mm×1
11	125°C							1.8mm×1
								1.5mm×1
								1.2mm×1 0.2mm×1
12	150°C							ワレなし
								1.3mm×1

写真1 引張試験および曲げ試験結果(その1)

試料 番号	層間 温度	引張試験 (×34)		曲げ試験 (×15)				
		溶接始側	溶接終側	曲げ 半径	19mm	曲げ 角度	180°	欠陥
13	175°C							ワレなし
								ワレなし
14	200°C							ワレなし
								0.5mm×1
15	連続 溶接							ワレなし
								1.0mm×1

写真1 引張試験および曲げ試験結果(その2)

た、冷却
部圧、オ
する気孔
し気孔
なうと
く) 気孔
すなわ
にワレ
る。
しか
およぼ
ワレに
また
で眼点
討して

眼点
影響を
である

た、冷却速度が増すことによって溶着金属中の水素の内部分、水素量も大きくなる⁴⁾。そこで溶着金属中に残留する気孔、介在物に銀点の成因である水素が拡散、集合し気孔や介在物の周辺をせい化させて、側曲げ試験を行なうと気孔や介在物を中心にワレが多数(あるいは大きく)発生するものと思われる。

すなわち、銀点を発生しうろような状態が側曲げ試験にワレを発生させる原因となるのではないかとと思われる。

しかし、層間温度の水素量におよぼす影響、介在物におよぼす影響などの実験も行なわないと銀点は側曲げのワレに影響するといえない。

また、後熱処理により銀点は消失するとされているので銀点の消失と水素量および側曲げのワレとの関係も検討してみる必要があると思われる。

IV 結 言

銀点と側曲げ試験のワレ発生状態について層間温度の影響をとりあげて実験した結果を要約するとつぎのようである。

1. 銀点の発生は層間温度を高くすると減少する。
2. 層間温度175°C以上で銀点は非常に少なくなる。
3. 銀点の発生が少なくなると側曲げ試験のワレも少なくなる。
4. 溶接施工試験で予熱、後熱がゆるぎない場合、側曲げ試験のワレを少なくするためには約150°C~200°Cの層間温度で溶接すると有効である。

銀点と側曲げのワレ発生にはまだ被覆剤のタイプ、後熱処理、被覆剤中の水分などの影響も考えられるので順次検討をかさね銀点とワレの関連をきらかにしていきたい。

おわりにこの実験のため終始協力していただいた尾道内燃機工業協同組合の方々に深く感謝の意を表します。

文 献

- 1) 関口、安藤;溶接棒,産報(1968)219
- 2) 安藤、森;溶接学会誌,30(1961)407
- 3) 渡辺;溶接学会誌,29(1960)442,509
- 4) 応和;溶接技術講習会テキスト(1968)52

軟鋼の機械的性質(その3)

軟鋼の試験片形状と伸びについて*

芳野 光利, 蒲田 政信

I 緒 言

鋼材の引張試験において機械的性質は同一材質のものであっても形状、寸法によりある程度変化する。¹⁾

軟鋼について伸び率は試験片の巾と標点距離の比が異なると、非常に大きな差がでてくることは前報²⁾の結果からもうかがわれる。そのため試験片がJISに規定された形状、寸法にできない場合、測定した伸び率をもってJISの規格値と比較することはできない。JISに定められた形状、寸法おりの引張試験片がえられないことはしばしばあるが、この場合、断面積の平方根と標点距離の比を一定にすると、同一材料では実際上一定値の伸びがえられるという相似の法則が利用できれば、適当な形状、寸法および標点距離を選ぶことにより、正規の試験片と同等な結果が求められ都合がよい。

板状試験片では、巾に対する厚さの割合も変えなければ相似にならないが、前報では Barba の定数 α, β を SM41 について求め、伸び率の計算式を求めたが、厚さが同一の場合、巾がかわっても断面積の平方根と標点距離の比が正規の試験片と同一になるように適当な標点距離をえらべば正規の試験片と同様な伸び率がえられると思われるので、今回は、JIS Z2201 の1号試験片について試みた。

また、1号試験片ではA、Bの2種類が定められているが、寸法のちがいで引張試験結果が異なる場合もあるのではないかと考え、厚さが等しい場合のA、B試験片についての引張試験について検討してみた。

II 試料と実験方法

1. 試験片

試験材として、一般に1号試験片でおこなうSS41を使用した。試験片は厚さ6mm、巾910mm、長さ1820mmの鋼板から圧延方向と平行に両端を200mm除いた部分より、引張方向と圧延方向が一致するように採取した。試験材の化学成分は表1に示すとおりである。

試験片の形状、寸法を図1および表2に示す。

板厚が6mmの鋼板の場合、1号試験片(巾40mm、標点距離200mm)では

表1 化学成分(%)

C	Si	Mn	P	S
0.14	0.19	0.54	0.027	0.029



図1 試験片形状

w : 巾
 l_0 : 標点距離
 $\sqrt{wl_0} = 0.0775$ l : 厚さ(6mm)

となるので、巾をかえた場合 $\sqrt{wl_0}$ の値が0.0775となるように、標点距離を定めた。これを表2に示す。

表2 試験片の巾と標点距離(mm)

NO	1	2	3	4	5	6	7	8
巾 w	15	20	25	30	35	40	25	28
標点距離 l_0	122	141	158	173	187	200	200	200

2. 実験方法

引張試験はリーレ型50t万能試験機(東京機械製)で行なった。標点距離は標点分割器により5mm等間隔に分割しておき、破断位置Bの場合はJIS Z2241により破断伸びの修正をした。

引張速度は降伏点をこえるまでは、平均応力増加率が1kg/mm²/secを標準とし、以後は試験片平行部のひずみ増加率が、50%/minになるようにした。

III 実験結果と考察

1. 伸び率の測定結果を表3に示す。

ここで N_i は試験片枚数で \bar{a}_i は伸び率の相対平均である。

* 昭和44年度第1回工業技術連絡会議中国・四国・九州地方機械金属合同部会において発表

この結果では多少の上下はあるが、JISに規定してあるとおり1位に丸めれば同じ値となり、差は認められなくなる。

2. 上、下降伏点および引張強さは図2に示すとおりである。

表3 伸び率測定値

試料番号	Ni	伸び(%)	試料番号	Ni	伸び(%)
1	5	28.90	4	5	28.94
2	5	29.26	5	5	28.52
3	5	29.39	6	5	28.76

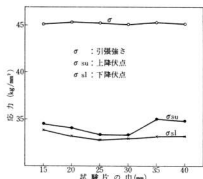


図2 巾の変化に対する機械的性質

図2でわかるように、上、下降伏点については多少の差が認められたが、引張強さは、巾のちがひによる影響は、ほとんどみあたらなかった。

3. つぎに同じ材料を用いて1号試験片のAで巾40mm, 38mm およびBで25mm についての引張試験結果を表4に示す。

表4 巾の変化による機械的性質

項目 符号	上降伏点 (kg/mm ²)	下降伏点 (kg/mm ²)	引張強さ (kg/mm ²)	伸び (%)
A(巾40)	34.78	33.20	45.10	28.76
A(巾38)	34.30	33.02	45.04	28.18
B	34.80	33.52	45.12	26.23

表4で明らかたとおり上、下降伏点、引張強さについては、試験片の巾の差による影響は少ないが、伸び率は巾が小さいほど少なくなっている。これは標点距離が等しい場合、厚さが同一であるから巾がせまいほど \sqrt{lw}/l_0 の値が少なくなり、伸びが減少したものと考えられる。

IV 結 言

\sqrt{lw}/l_0 を1号試験片の値(巾40mm)に等しくとれば板厚6mm SS41 のを使用した場合、試験片の巾が15~40mmの範囲では、正規の試験片とはほぼ同一の伸び率がえられることがわかった。また本実験の結果では、他の機械的性質についても一応JISの規格値内におさまっていた。とくに引張強さは、ほとんど差が認められない。

また1号試験片ではA、Bと巾がことなった場合、同一厚さの試験片については上、下降伏点、引張強さは、ほとんど変わらないが、伸び率は試験片の巾がせまくなるほど、伸びは少なくなっているのに注意しなければならない。

おわりにのぞみ、本実験に終始御協力頂いた株式会社ダイクレの開発研究部の方々に深く感謝します。

文 献

- 1) 山田良之助：材料試験法、内田老鶴圃(1961), 56
- 2) 蒲田、方野、野地、池田：本報告, 12(1969), 101

手溶接における基本的な溶接施工条件の検討

野地 英 治, 蒲 田 政 信, 片 山 義 孝

I 概 言

手動アーク溶接は歴史も古く、現在のように溶接の自動化が叫ばれたながらも、その作業量は全溶接量の大半が手動で行なわれている。

しかしながら、これらの技能者のなかには先輩の指導を受けられる者もあるが、自分なりのみよみまねで極めて大きな労力と努力を払って一人前の技能者になった者もあり、全部が全部優秀な技量を身につけているとはいえない。

われわれは長年のあいだ、優秀な技能者の施工方法を参考に、また基本的な施工条件に基づいて工夫をこらし、より完全な溶接部を得るための実験を重ねながら指導も行ってきた。その実績から人それぞれの技量は大切であるが、それに加えて開先条件および施工条件がいかに大切であるかを痛感した。それでこれらのことを立証するために、溶接作業に全く縁のない人達の協力により、われわれが設定した溶接施工条件に基づいて溶接を実施してもらい、その結果を曲げ試験により判定することにした。

II 試料と実験方法

1. 使用器械および材料

本実験に使用した溶接機は、300A 交流溶接機で、溶接棒はイルミナイト系被覆アーク溶接棒の 4mmφ、被溶接材料は SS 41、150×250×9mm のサイズのものを使用した。

2. 溶接施工条件

(1) 開先形状

本溶接は V 型突合せ下向溶接で行ない、開先角度、ルート間隔、ルート面および裏当金の大きさは、図 1 のとおりである。

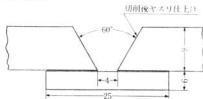
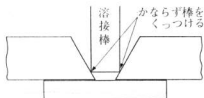
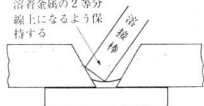


図1 開先形状

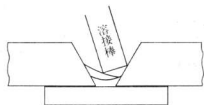


第 1 層

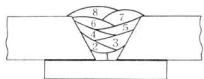
溶接棒は開先面と溶着金属の 2 等分線上になるよう保持する



第 2 層



第 3 層



できあがり形状

図2 溶接棒の保持角度

(2) 溶接条件

- (a) ビード置きはストレート法を用いた。
 (b) 溶接電流の各パスごとの値は表1のとおりとした。

表1 溶接電流 (A)

層数	1	2	3	4	5	6	7	8
電流値 (A)	175	170	165	160	155	150	145	140

- (c) 一層および各パスごとの溶接棒の保持角度は図2のように定めた。
 (d) 溶接速度は約 300 mm/min とした。
 (3) 溶接施工者に対する指導
 本実験に協力してもらった人達は、溶接作業にまっ

く経験のないものばかりであるため、各人10本の溶接棒を渡し、あらかじめつぎの項目にしたがってビード置き練習を行なった。

- (a) 溶接棒は母材にくっつけて溶接する。
 (b) 溶接速度は 150mm (試験材の長さ) を溶接棒の約半分で溶接できる速度にする。
 (c) 溶接棒の保持角度を60°前後に保持する。
 (4) 本溶接の実験と調査

本溶接を行なうにあたっては、施工者一人に一人の指導員がつき、各層(各パス)ごとに溶接棒の保持角度、溶接速度の指導を行ない、溶接電流を調整してその部品の状況を詳細に記録し、曲げ試験結果の参考にした。

(5) X線透過試験

各試材はX線写真を撮影し、旧 JIS Z 2341 によって判定した。この場合ビード始めと終りはそれぞれ 10 mm づつ判定対象から取り除いた。

表2 判定結果

試 号	曲 げ 試 験		XR _{ray} 判定	試 号	曲 げ 試 験		XR _{ray} 判定				
	表 曲 げ	裏 曲 げ			表 曲 げ	裏 曲 げ					
1	U小 0.5×2 2.5	○	0	○	2級	25	0	○	5級		
2	U小 0	○	0.6 0.2	○	1*	26	U小 0	○	1.5 0.2 0.7 0.3 1.1 0.3×3 0.1 0.1	×	3*
3	0	○	0.5 0.3	○	1*	27	U小 4.5 3.4 2.2	×	0	○	6*
4	1.9 3.5 U小 7.5	×	3.0 2.4 1.1 9.7 0.4 0.3	×	4*	28	U小 6.5 1.3 0.4	×	0.3	○	3*
5	0	○	0	○	2*	29	0	○	1.4	○	1*
6	0	○	0.5	○	2*	30	0	○	0.×2 9.2×2	○	1*
7	0	○	0.7	○	2*	31	0	○	0	○	2*
8	U小 1.0 3.5	×	0	○	3*	32	0	○	0	○	1*
9	U小 0	○	0	○	1*	33	U小 3.6 1.5	×	0.2×2	○	2*
10	0.6	○	0	○	1*	34	U小 1.5	○	0	○	1*
11	5.0(S) U小 0.8 1.1 2.4	×	0.7 0.3	○	4*	35	U中 2.5 1.5	○	0	○	4*
12	U中 3.8 9.5 3.4	×	1.0	○	4*	36	U中 0.7 0.6 0.3 0.5 0.7 1.5	○	1.1 1.1 0.3 0.4 0.3 0.2	○	4*
13	0.2×2	○	0	○	1*	37	0	○	0	○	1*
14	0	○	0	○	3*	38	U小 0.7	○	0	○	4*
15	0	○	P小 0	○	3*	39	0	○	0.8 0.5	○	1*
16	U小 1.0×2 2.6	○	0.3	○	2*	40	0.1	○	0.2	○	1*
17	U小 0	○	0	○	1*	41	8.7	×	0	○	2*
18	U小 1.6	○	0	○	1*	42	U小 0	○	0	○	1*
19	0	○	1.3 0.5	○	1*	43	0	○	0.2	○	1*
20	U小 0	○	0	○	1*	44	U小 0	○	0.4 0.3 0.2	○	1*
21	0	○	0	○	1*	45	U小 0.2	○	0.2	○	1*
22	0	○	0	○	1*	46	13	×	0	○	3*
23	U小 0	○	0	○	1*	47	0	○	P小 0	○	1*
24	0	○	0	○	1*						

■ 実験結果

上記の条件および要領で溶接した試験材の外観は、技量不足のためけってよいとはいえない。

X線透過試験と曲げ試験の結果は表2のとおりである。

IV 結 言

本実験に対しては47名の協力により、突合せ下向溶接を行ない、その試験片を JIS Z 3801 の溶接工技量試験の曲げ試験の判定規準に基づいて判定した。

その結果は表曲げ合格者は38名、裏曲げ合格者は45名、表裏曲げを総合した場合の合格者数は37名であり、それぞれの合格率は81%、96%、79%となった。

この合格率は最近の中国溶接工検定委員会での同姿勢の合格率85%に比べると、やや低いが、これはすでに6ヶ月以上の経験者であるため仕方ないことである。

また一般検定試験の場合、不合格になるのは、ほとんどが裏曲げであるが、本実験では裏曲げは極めて高い合格率を示している。

これは施工者の技量不足が原因で起った結果であり、やむを得ないと思われるが、間先条件、溶接施工法などの基礎的な条件を把握することがいかに大切であるかということがうかがわれる。

X線透過試験の結果と曲げの関係は、欠陥の種類により例外はあっても一応級が下るにしたがって成績も低下している。

今回われわれは技量の差があまり現れない下向姿勢を選んで実験を行なったが、このことは立向、横向、上向姿勢にもいえることであり、今後の課題として実験を進めたいと思う。

最後に本実験を行なうにあたって協力を頂いた広島県立呉工業高校の先生、ならびに生徒諸君に対し厚く感謝いたします。

本カ
有して
作業に
トラス
度の変化
現在採
ガラスと
が、この
けやすく
る。この
の異なる
たりして
きや型こ
いるのか
本報告
気候条件
かにつ
なお、
度の内外
討を十分

1. 結
実験に

メッ
三栄
黒井

* 5

自硬性鋳型に関する研究 (第2報)

無機自硬性鋳型におよぼす気候条件の影響*

丸 下 清 志, 内 藤 達 也
世 良 時 夫, 原 信 彦

I 結 言

水ガラスを粘結材とする自硬性鋳型はすぐれた特性を有しており、多くの工場で採用されているが、現場での作業にあたっては種々トラブルの発生がみられる。

トラブルの一つに気候条件による自硬性鋳型の硬化速度の変化に対する調節の困難性がある。

現在採用されている自硬性鋳型の硬化はほとんどが水ガラスと硬化材との化学反応によるゲル化によっているが、このような化学反応は気候、とくに気温の影響を受けやすく、高温時には進行が早くなり、低温時にはおくれる。このことは本質的なものであり、対策としてモル比の異なる水ガラスを使い分けたり、硬化材の量を加減したりしているが、十分調節しきれずに鋳型の割れ、しみつきや型こわれ、可使用時間などで多くの工場が悩まされているのが現状である。

本報告はこのようなトラブルの解消に寄与するため、気候条件とくに気温が自硬性鋳型にどのように影響するかについて調べたものである。

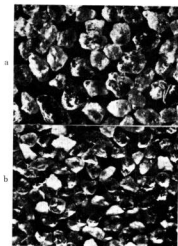
なお、工場での鋳型は小型の試験片と異なり、硬化速度の内外差が大きいことが問題となるので内部硬化の検討を十分に行なった。

II 試料と実験方法

1. 試 料

実験に使用した諸材料およびその性状は、写真1、表

1~表5に示すとおりである。



a. 三栄銀砂 (65メッシュ)×20

b. 黒井けい砂 (100メッシュ)×20

写真1 けい砂の粒形

表 1 けい砂の粒度分布

メッシュ	20	28	35	48	65	100	150	200	270	フルイ下	粘土分	粒度指数
三栄銀砂	—	—	0.4	13.0	49.8	26.6	6.4	3.2	0.2	0.2	0.2	107.0
黒井けい砂	tr	0.4	3.6	14.0	30.2	43.6	6.8	0.6	0.2	0.2	0.2	108.4

* 研究(その1)昭和44年度技術開発研究費補助金による。

表 2 けい砂の性状

	化 学 成 分 (%)								耐火度 (°C)	pH	
	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	CaO	MgO	K ₂ O	Na ₂ O	IgLoss			
三栄製砂	98.98	0.38	0.18	0.08	0.06	0.07	0.01	0.31	100.07	1750	6.5
黒井けい砂	92.88	3.79	1.04	0.05	0.01	1.22	0.31	0.66	99.96	1690	6.3

表 3 水ガラスの性状

	比 重 (Bé)	化 学 成 分 (%)				pH	粘 度 (C.P)		
		SiO ₂	Na ₂ O	Fe ₂ O ₃	モル比		31°C	17°C	1°C
S 2	48	30.92	12.50	0.05	2.62	12.6	230	500	1300
メーカー規格	47~48	28~35	11~13	0.03以下	26~27	—	—	—	—

表 4 硬化材の粒度分布

メッシュ	20	28	35	48	65	100	150	200	270	フルイF
M F パウダー	0.8	0.8	0.7	0.7	0.8	1.2	2.1	6.4	11.0	75.5

表 5 硬化材の性状

	化 学 成 分 (%)							耐火度 (°C)	pH
	CaO	SiO ₂	MgO	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	Cr ₂ O ₃	CaO/SiO ₂		
M F パウダー	42.89	27.24	12.43	4.56	0.48	4.54	1.57	1530	11.3
メーカー規格	45~46	26~27	12~13	8~9	1.0以下	4.5~5.5	1.7~1.75	—	—

2. 実験方法

供試砂の調整には化学用万能攪拌機を公転 60 r.p.m.、自転 135 r.p.m. で使用し、けい砂に硬化材を加えて20秒攪拌後けい酸ソーダを加えて60秒攪拌し供試砂とした。

実験は夏 (H)、秋 (M)、冬 (L) の各季においてつぎの諸項について実験した。

(1) 放置強度および水分量の変化

放置強度の測定には 50φ×50 mm の試験片 (以下 S と呼ぶ) を使用し、所定時間放置後の圧縮強さを測定し、同時に残留水分の測定も行なった。

(2) 内部硬化性

51φ×150 mm の塩化ビニールパイプ内に高さ 50 mm につき固め、その両端にとも砂をつめて放置し、所定時間経過後の圧縮強さを測定した (この試験片を P と呼ぶ)。

(3) 混練後成型までの時間の影響

供試砂を調整し所定時間経過後に試験片 S を作製し、5時間および24時間放置後の圧縮強さを測定した。

(4) 表面安定性 (SSI)

試験片 S 作製後5時間および24時間放置したものを G マッシュふるいの上でロータップ型ふるい機で1分間振

とうし、前後の重量比 (%) で示すこととした。

■ 実験結果と考察

供試砂の配合および実験時の気候条件は表 6 および表 7 に示すとおりである。

表 6 供試砂の配合

配合 NO.	けい砂	水ガラス S 2	硬化材 MF
1	三栄 100	6	2
2	〃	〃	3
3	黒井 100	〃	2
4	〃	〃	3

表 7 実験時の気候条件

種 別	気 温 (°C)	湿 度 (%)
夏 (H)	31 ~ 36	52 ~ 74
秋 (M)	15 ~ 20	50 ~ 75
冬 (L)	0 ~ 7	56 ~ 70

1. 放置強度におよぼす気候条件の影響

実験結果は図1および図2に示すとおりである。

(1) 放置強度の立上りは気温の低下にしがってゆるやかになるが、夏(31~36°C)と秋(15~20°C)との差はそれほど大きなものではない。

(2) 長時間放置後の強度には気温によるあきらかな差は認められなかった。

(3) 初期の強度の立上りは黒井けい砂を用いたばあい

の方が三栄銀砂のばあいよりもはやく、放置5時間まではあきらかな差が認められた。しかし長時間経過後の強度にはあきらかな差は認められなかった。

(4) 硬化材を3%用いたばあいは2%のばあいにくらべ強度の立上りは、はやいが、長時間放置後の強度は逆に低くなる傾向がある。

2. 水分量の変化におよぼす気候条件の影響

実験結果は図3に示すとおりである。

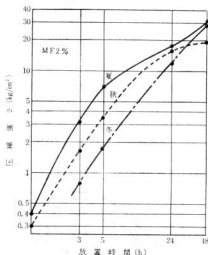


図1 放置強度におよぼす気候条件の影響(三栄銀砂)

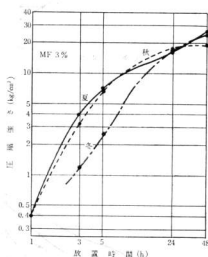


図2 放置強度におよぼす気候条件の影響(黒井けい砂)

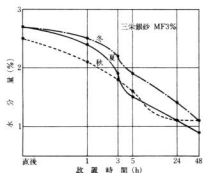


図3 水分量の変化におよぼす気候の影響

- (1) 冬季 ($0 \sim 7^{\circ}\text{C}$)は水分減少がゆるやかである。
- (2) 残留水分量が1%近くまで減少すると減少速度はきわめてゆるやかになる。

3. 内部硬化性におよぼす気候の影響

実験結果は図4、図5に示すとおりである。

- (1) 強度は試験片Sのばあいにくらべていもじるしく低い、条件との対応性は良くしており、規則的に推移している。
- (2) 放置による強度の上昇は、試験片Sでは初期には夏と秋との間にあきらかな差が認められず、長時間後には一層気候の差が認められなくなったが、この試験片Pでは夏、秋、冬の間にはあきらかな差があった。
- (3) 三栄銀砂に比べて黒井けい砂を用いたばあい全般に強度が大きい。
- (4) 硬化材3%のばあいが2%のばあいにくらべて全般に強度が大きい。

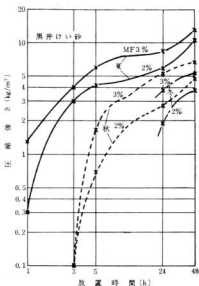
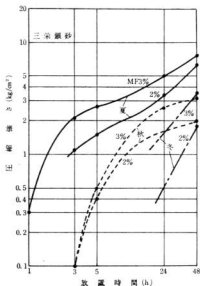


図4 内部硬化性におよぼす気候条件の影響(その1)

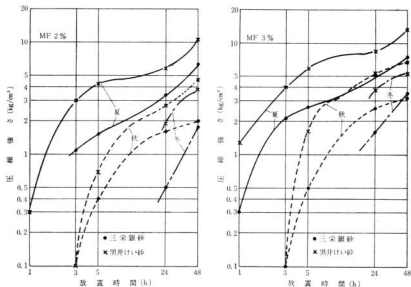


図 5 内部硬化性におよぼす気候条件の影響(その2)

4. 混練後成型までの時間と放置強度との関係におよぼす気候の影響

実験結果は表8～表10に示すとおりである。

(1) アンダラインは混練後成型までの時間を異にする

各砂の24時間放置後の強度のうち最高を示したものに付けた。

(2) 試験片Pを用いたばあい夏の強度は試験片Sを用いたばあいに比べ全般に低いが、混練後成型までの時間

表 8 夏季における混練後成型までの時間と放置強度との関係

成型までの時間 (min)	圧 縮 強 度 (kg/cm ²)												
	0		20		40		60		80		100		
放置時間(h)	5	24	5	24	5	24	5	24	5	24	5	24	
種 別	H-1	1.5	3.3	1.8	3.3	1.6	3.2	1.5	2.3	1.3	2.1	1.2	2.1
	H-2	2.6	5.0	2.8	3.9	1.8	3.4	1.7	3.2	1.4	2.4	—	—
	H-3	4.2	5.8	3.9	6.4	3.2	5.0	2.1	3.6	1.6	2.5	0.9	1.8
	H-4	5.8	8.5	4.7	7.0	3.4	5.0	2.4	4.0	1.4	2.4	—	—

表 9 秋季における混練後成型までの時間と放置強度との関係

成型までの時間 (min)	圧 縮 強 度 (kg/cm ²)																
	0		20		40		60		80		100		120		140		
放置時間(h)	5	24	5	24	5	24	5	24	5	24	5	24	5	24	5	24	
種 別	M-1	3.5	16.6	5.3	25.4	3.8	19.3	3.8	13.6	4.6	22.0	3.8	14.0	3.8	18.1	5.8	20.2
	M-2	6.6	17.8	5.7	18.3	5.0	15.2	4.5	12.2	4.5	12.2	4.3	10.3	4.6	11.5	5.3	12.5
	M-3	5.8	20.6	6.2	19.2	7.9	14.8	5.3	18.2	5.5	14.8	4.8	12.5	5.5	11.5	7.5	15.0
	M-4	7.9	21.8	4.5	15.8	5.4	16.3	6.3	18.8	5.6	16.8	4.9	14.0	4.1	14.3	4.9	11.0

表 10 冬季における混練後成型までの時間と放置強度との関係

成型までの時間 (min)	圧 縮 強 度 (kg/cm ²)																
	0		30		60		90		120		150		180		240		
放置時間 (h)	5	24	5	24	5	24	5	24	5	24	5	24	5	24	5	24	
種 別	L-1	1.7	12.4	3.2	13.7	1.7	11.5	2.7	15.4	2.9	14.9	2.8	13.2	2.6	15.6	2.3	15.0
	L-2	2.5	16.6	3.2	15.3	3.0	17.8	4.3	18.2	3.8	19.6	3.8	16.5	4.4	16.8	4.3	18.5
	L-3	4.8	14.7	4.4	14.5	2.7	14.8	2.8	15.3	3.0	15.5	3.0	14.4	3.3	14.4	2.8	13.1
	L-4	4.0	14.8	4.5	15.8	3.9	18.3	4.7	18.2	4.4	15.5	4.4	14.5	4.4	14.9	3.8	12.2

と放置強度との関係の推移は順調で可使時間を判断しやすい。Sを用いた秋と冬は気候的に可使時間が長くなる時期でもあるが、放置強度に起伏が多く、可使時間の判定が困難である。

(3) 明確な結果を得られなかったが、放置強度が最高値の80%程度に低下する時間を可使時間とすれば、夏で30~40分、秋で60分程度と考えられ、冬では3~4時間はさしつかえないようである。

(4) 黒井けい砂を用いたばあい、三葉銀砂のばあいよりも可使時間は短かいようである。これは放置による強度の立上りが大きいことからなされる。

(5) 硬化材の量は3%のばあいが2%のばあいよりも可使時間がいくぶん短かいようである。

5. 表面安定性におよぼす気候の影響

実験結果は表11に示すとおりである。

表11 表面安定性

種 別	SSI (%)						
	H		M		L		
放置時間 (h)	5	24	5	24	5	24	
配 合 NO	1	95.1	93.9	97.6	98.4	98.2	97.7
	2	94.8	94.6	97.2	98.2	97.9	97.6
	3	95.3	94.7	98.1	98.6	98.2	98.1
	4	95.4	94.7	98.0	98.4	98.3	97.7

(1) 夏は秋、冬にくらべ SSI が低い。

(2) 夏と冬には放置24時間の SSI は5時間よりも低下しているが秋には上昇している。

(3) 硬化材が3%のばあい、2%のばあいよりも SSI は幾分低いようであるがいちじるしい差はない。

(4) 黒井けい砂を用いたばあい、三葉銀砂のばあいよりも SSI は高めである。

IV 結 言

自硬性鉤型におよぼす気候条件を夏、秋および冬につ

いて調べ、あわせてけい砂など材料による相違についても調べた結果を要約するとつぎのとおりである。

1. 放置強度の立上りおよび内部硬化性は気温が高いほど大きい。しかし開放型試験片Sでは長時間経過後には気温による差はあきらかたなくなった。また試験片Sは試験片Pにくらべて非常に高い強度を示した。

これはSでは水分の蒸発による影響が加わるためであり、実際の鉤型においては表面と内部との硬化の相違には十分注意することが必要である。

2. 可使時間は気温が高くなるほど短くなる。夏では30~40分、秋で60分、冬は3~4時間とみてよい。

3. 表面安定性は夏が他にくらべておとる。

4. 放置時間が増加するにしたがってSの水分量は減少するが、残留量が1%近くなると減少はきわめてゆるやかになる。なお水分量の減少は冬季にはゆるやかなる。

5. 硬化材の量を多くすると、初期の強度の立上りおよび内部硬化性は大きくなるが、Sでは長時間後の強度はかえって低目になる傾向があり、同時に可使時間の短縮、SSIの低下が生じた。

6. 黒井けい砂を用いたばあい、三葉銀砂に比べ初期の強度の立上りおよび内部硬化性が大きく、可使時間は短かめになり、SSIは高めになる。

7. 1において述べたように開放型試験片Sでは水分の蒸発の影響を大きく受けるので、実際の鉤型で経験するよりも強度が高く、気温等条件との対応性の点で内部硬化性試験片Pにおとるようである。したがって表面に関する試験を除いて、自硬性鉤型の試験とくに構成材料の特性を調べるにはPがすぐれている。

以上、本報告によるデータは現場作業において気候条件に対応する配合、可使時間、造型から摩型までの時間などを設定する資料として有効であると確信し、また内部硬化性試験は表面の硬化状況のみならず鉤型を取扱うことによる鉤型の破損や、鋳込時期の過早による失敗を防止するのに有効であると考えられる。

自硬性鋳型に関する研究 (第3報)

無機自硬性鋳型の常温性質および古砂の影響*

世良時夫, 内藤達也
原信彦, 丸下清志

【 緒 言 】

水ガラスを粘結材とする自硬性鋳型の古砂は、コスト低減、とくに鋳物砂は国外から購入するため砂代が高くなることや、資源不足対策のほか、廃棄に伴う公害問題もあって、回収使用をはかる工場が増加している。しかし自硬性古砂は水ガラスと砂粒の分離がしにくく、砂の劣化も大きい。

通常古砂の使用は70%程度におさえられているが、それでもいろいろな問題を起している。筆者らは現場で回収使用されている古砂2種別について実態を調べ、常温性質の検討を行なった。

【 実 験 方 法 】

コア・ノックアウト・マシンで回収されている古砂Aと、ブレーカ・スクリーンで回収されている古砂Bとについて、まずその性状を調べた。なお原砂はともに江津けい砂である。つぎに古砂の配合比を0%から25%おきに100%までかえて、常温性質を調べた。混練および試験項目は前報¹⁾のとおりである。ただし硬化材は工場で

使用しているKパウダを使用した。さらに古砂Bの処理効果について検討した。この実験の気候条件は、気温が-2~10°C、湿度が40~80%である。

【 実験結果と考察 】

1. 古砂の性状

(1) 粒度分布

新砂および古砂の粒度分布は表1に示すとおりである。

古砂Aはコア・ノックアウト・マシンで回収されているため、新砂に比べていちじるしく細粒化している。古砂Bはブレーカ・スクリーンで回収されているが、48メッシュ以上には複合粒子が多く、塵粉も多い。

(2) 化学成分と性質

新砂および古砂の化学成分と性質は表2に示すとおりである。

SiO₂ は古砂A、さらに古砂Bと低下がいちじるしく進んでCaO、Na₂Oなどがふえており、硬化材、水ガラスの残留分が多いことがわかる。したがって耐火度は低下し、pHは上昇している。さらに古砂Bは水分を2.5%

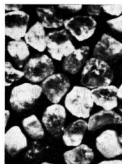
表 1 粒 度 分 布 (%)

メ ッ シ ュ	20	28	35	48	65	100	150	200	270	Pan	粘土分	粒度指数
江津けい砂	2.0	14.4	25.8	16.2	19.8	18.4	2.4	0.2	tr	0.2	0.6	74.1
古砂 A	0.2	2.6	11.4	16.2	26.4	25.0	10.0	4.6	1.6	1.4	0.6	115.9
古砂 B	2.6	16.4	27.2	21.8	18.2	8.8	1.4	0.8	2.4	0.4	1.6	74.6

表 2 化 学 成 分 と 性 質

	化 学 成 分 (%)								耐火度 (°C)	pH	水分(%)
	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	CaO	MgO	K ₂ O	Na ₂ O	Ig Loss			
江津けい砂	85.36	9.03	0.80	0.45	0.31	2.38	1.43	0.52	1,690	6.3	—
古砂 A	81.40	9.22	0.68	1.38	0.14	2.36	2.53	1.72	1,250	11.0	0.3
古砂 B	76.71	7.55	1.09	4.49	1.41	1.89	3.21	2.88	1,140	12.4	2.5

* 昭和44年度技術開発研究費補助金による研究(その2)



新砂 (35メッシュ×15)



古砂A (65メッシュ×20)



古砂B (35メッシュ×15)

写真1 新砂および古砂の粒形

含有しているが、しめった感じは全然なく、ほこりがたつ状態で、残留物が水分を吸着しているものと思われる。

(3) 粒形

新砂および古砂の粒形は写真1に示すとおりである。新砂は比較的粒形がよい。古砂Aは破砕されて角ばっており、古砂Bは複合粒子になっているのがわかる。

以上の結果、古砂は新砂に比べて性状は劣化しており、とくに古砂Bはいちじるしい。

2. 新砂-古砂配合比が硬化性におよぼす影響

(1) 放置強度におよぼす配合比の影響

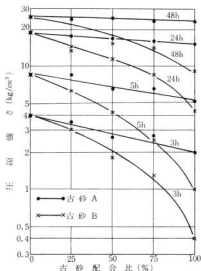


図1 新砂-古砂配合比の放置強度におよぼす影響

実験結果は図1に示すとおりである。

古砂Aの場合、古砂配合比が多くなると圧縮強さはほぼ直線で低下する。しかし放置時間が長くなるとその傾向は小さくなる。古砂Bの場合、古砂配合比が多くなると圧縮強さはいちじるしく低下する。その傾向は初期強度で大きい。

表3 新砂-古砂配合比と試験片重量の関係 (g)

古砂配合比 (%)	0	25	50	75	100
古砂 A	158	155	152	147	145
古砂 B	158	153	149	147	139

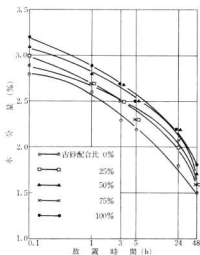


図2 古砂Aの放置時間と水分量の変化との関係

表3に試験片の重量を示す。

古砂配合比が多くなると試験片の重量は軽くなる傾向で、とくに古砂Bはいちぢるしい。このことは複合粒砂が多いので充てん性が悪くなり、圧縮強さにも影響しているものと考えられる。

(2) 放置時間と水分量の変化との関係

実験結果は図2および図3に示すとおりである。

回収した古砂の含有水分量はA砂が0.3%で、B砂が2.5%もあるため、古砂配合比が多くなると試験片成型時の水分量は多くなっている。しかし放置中の水分の減少量には大きな差がない。

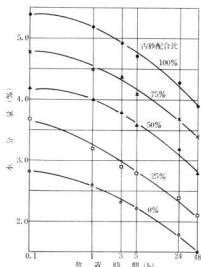


図3 古砂Bの放置時間と水分量の変化との関係

(3) 内部硬化性におよぼす配合比の影響

実験結果は図4に示すとおりである。

開放試験片の放置強度にくらべ、内部硬化性はA砂とB砂との差は少ない。また、両者とも古砂配合比50%までは新砂とほぼ変わらない。

(4) 混練後成型までの時間と放置強度との関係におよぼす配合比の影響

実験結果は表4に示すとおりである。

古砂配合比のいずれも、放置強度(24h)のピークは混練後成型までの時間が30~60分のところにある。可使用時間(圧縮強さがピークの80%に低下)は90~120分程度である。

(5) 表面安定におよぼす配合比の影響

実験結果は表5に示すとおりである。

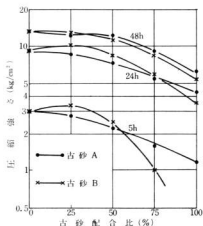


図4 新砂-古砂配合比の内部硬化性におよぼす影響

表4 混練後成型までの時間と放置強度との関係におよぼす古砂配合比の影響

成型までの時間 (min)		圧縮強さ (kg/cm ²) 放置 24 h						
		0	30	60	90	120	150	180
新砂	0	19.6	25.2	28.2	24.2	16.4	9.8	6.9
	25	18.4	21.8	17.3	15.7	11.3	7.5	4.9
古砂 A	50	17.3	18.4	19.8	17.0	14.1	10.8	7.6
	75	16.7	20.0	16.5	16.8	13.1	9.7	6.8
	100	15.3	16.4	14.3	13.2	11.5	9.3	6.7
	25	14.4	15.0	13.8	13.4	9.1	6.0	2.2
古砂 B	50	11.6	13.2	11.8	8.9	5.8	4.7	2.8
	75	8.6	8.2	8.7	7.7	8.7	6.3	5.7
	100	4.5	6.5	5.9	6.3	5.3	5.5	4.4

表5 表面安定性

放置時間(h) 古砂配合比(%)	S S I (%)			
	5	24	48	
新 砂	0	97.8	97.8	98.3
古 砂 A	25	97.7	98.0	97.7
	50	97.9	97.5	97.7
	75	97.2	97.1	97.4
	100	96.8	96.8	97.5
古 砂 B	25	96.6	96.0	96.3
	50	96.2	95.8	96.5
	75	94.5	95.1	95.5
	100	89.0	92.8	94.5

表 6 処理した古砂Bの粒度分布の変化 (%)

メ ッ シ ュ	20	28	35	48	65	100	150	200	270	Pan	粘土分	粒度指数
古 砂 B	2.6	16.4	27.2	21.8	18.2	8.8	1.4	0.8	2.4	0.4	1.6	74.6
古 砂 B'	1.9	14.2	25.0	22.4	18.9	10.4	2.0	1.1	0.6	0.8	2.0	75.6
古 砂 B''	tr	6.4	26.5	25.5	21.5	13.8	2.6	1.1	0.6	0.6	1.2	81.0

し、48~200メッシュが増加、Panと粘土分も増加している。これは複合粒子の分解と微粉のはく離によるものであろう。B'砂をふるいかけたB''砂では30、28メッシュの粗粒が減少し、Pan、粘土分もやや減少した。

(2) 処理が古砂Bの放置強度、内部硬化性におよぼす影響

実験結果は図5に示すとおりである。

本項3の試験では試験片のつき固めに51φ×150mmの塩ビパイプを用いた。

B砂は放置3時間でも圧縮強さは測定できなかったが、B'砂では強度のたわみが改善され、B''砂ではA砂と同程度まで向上している。内部硬化性も放置強度と同様の傾向である。

(3) 処理が古砂Bの表面安定性におよぼす影響

実験結果は表7に示すとおりである。

表7 処理が古砂Bの表面安定性におよぼす影響

種 別	S S I (%)		
	5	24	48
古 砂 A	96.4	97.7	97.4
古 砂 B	—	96.1	97.6
古 砂 B'	—	98.0	98.6
古 砂 B''	98.0	98.2	99.1

古砂を配合するとSSIは低下し、とくにB砂のばあいがいちじるしい。A砂では古砂75%でも新砂とあまり変わらないが、B砂では古砂25%でも明らかに劣っている。

3. 古砂Bの処理効果

古砂Bの改善を目的として処理を行なった。その処理条件は古砂をミックスマフで20分からびきしたものを古砂B'とし、さらにB'砂をふるいかけたものを古砂B''とした。配合は古砂100に水ガラス6%、硬化材3%で混練した。さらに古砂Aを加えて比較した。古砂の含有水分はA砂は0.2%、B、B'およびB''砂とも2.2%であった。

(1) 処理した古砂Bの粒度分布の変化

実験結果は表6に示すとおりである。

処理したB'砂はB砂に比べ、20~35メッシュが減少

処理するとSSIの改善はあきらかた、とくにB''砂はA砂よりもすぐれていた。またこの試験では全般にSSIが高かったが、これは試験片つき固めに用いた、塩ビ

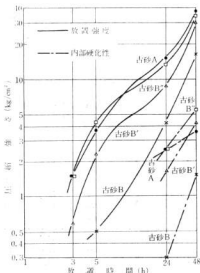


図5 処理した古砂Bの放置強度、内部硬化性

パイプのすぐれた剛性によるものである。

以上の結果を総合して検討すると、古砂の回収方法で性質が異なるといえる。古砂Bは古砂Aに比べて諸性質が劣っているが、処理をすればA砂と同程度に向上することがわかった。したがって古砂の回収は十分に粉碎して複合粒子を少なくするか、ふるいわけで除くのが望ましい。また微粉も十分に除くのがよいと思われる。

IV 結 言

自硬性鉤型の古砂2種類について、これらの配合が常置性質におよぼす影響を調べた結果をまとめるとつぎのとおりである。

1. この実験に用いた古砂Aおよび古砂Bの原砂は同一銘柄のものであるが、回収装置のちがいで両者の性状は著しく異なっている。
2. A砂は回収過程で大きなショックを受けるため細粒化は著しいが、残留分はB砂に比べて少なく、耐火度の低下も少ない。
3. B砂は回収過程で受けるショックが少ないため、砂粒どうしの結合の破壊や、砂粒の被覆物のはく離が十分でなく、除塵も不十分なため、複合粒子や微粉が多

く、水分を含めた残留分が多くなっているため、A砂に比べて耐火度は低く、pHは高くなっている。

B砂は水分を2.5%含有しているにもかかわらずしめった感じがなく、ほこりがたつ状態であるのは残留分が吸着しているためである。したがって自然乾燥はしにくい。

4. 古砂を配合すると初期の硬化速度がおそくなり、B砂の場合は長時間経過後の強度も低かった。
5. B砂では古砂に水分が多いため、混練時の水分が多くなり、長時間放置後も残留量は高かった。しかし以前の経験で、B砂のような古砂の水分を強制的に除去すると、ポロツクため高水分はやむおえない。
6. 可使時間への古砂配合の影響は明らかでなかった。
7. 表面安定性は古砂配合によって低下し、とくにB砂のばあいにははだしかつた。
8. 古砂Bをからびきすることによって諸性質が改善され、さらにふるいわけると一層の向上が得られる。

文 献

- 1) 丸下, 内藤, 世良, 原: 本報告, 13 (1971)

自硬性鋳型に関する研究(第4報)

無機自硬性鋳型の高温性質におよぼす古砂の影響*

原 信彦, 内藤達也
世良時夫, 丸下清志

Ⅰ 緒 言

自硬性鋳型は有機, 無機を問わず広く用いられているが, 水ガラスを粘結材とするものは特に多くの工場で採用されているようである。

これらは比較的大物に使用されるため焼着, 型変, ベイニングなどの欠陥が発生しやすく, とくに古砂を多く使用するとこの現象は助長される。

著者らは前報¹⁾において古砂の高温性質について検討し古砂は回収方法によって性状がいちじるしく異なり高温性質にかなりの相違があることを報告した。

本報においては新砂, 古砂の高温性質を知るとともに, 鈎込み実験を行ない, 崩壊性および鈎造欠陥と高温性質との関係を検討したので報告する。

Ⅱ 試料と実験方法

1. 試料

試料は前報¹⁾と同ようつぎのものを使用した。

けい砂は三栄銀砂, 黒井けい砂, 江津けい砂および原砂は江津けい砂で回収装置の異なるA, B二種類の古砂を使用した。

粘結剤は水ガラスS2(モル比2.62)を使用し, 硬化材はMFパウダーと古砂に使用していたKパウダーを用いた。

2. 実験方法

徐熱膨張量の測定は 28φ×50mmの試験片を作製し開放で24時間放置後, 横型熱膨張試験装置に装入し, 5°C/minで1,100°Cまで昇温し, その際の長さの変化を変位測定器で検出記録した。

残留強度は 50φ×50mmの試験片を用い, 開放で24時間放置後, 200°C~1,200°Cまで200°Cおきの各温度で1時間保持し, 冷却後の圧縮強さを測定して残留強度とした。

鋳型砂の耐火性の比較試験は, セーブルコーン状の16mm×16mm×19mmの底辺で高さ60mmの試験片を, 各砂に水ガラス6%, 硬化材3%を配合して成型し, 1,200°Cの炉中で30分間加熱した。

鈎込み実験の鋳造品は二種類とした。

一つは径165mm, 高さ100mmのブロックで焼着の生じやすさをみるためのものである。

他の一つは径60mm, 長さ500mmの丸棒で, たて鈎込みにより溶湯温度と溶湯圧を受けて生じる型張りが鋳造品におよぼす影響をみるためのものである。

なお前者には弾発性塗型を施した。

鋳型は所定の配合砂で成型し24時間放置後, 高周波溶解炉で溶製したFC20の溶湯を1,400°Cで鈎込, 前者は焼着の発生状況を観察し, 後者は鈎造品の寸法測定を行った。

Ⅲ 実験結果と考察

徐熱膨張量の測定は表1の供試砂を用いて実験し, その結果は図1に示すとおりである。

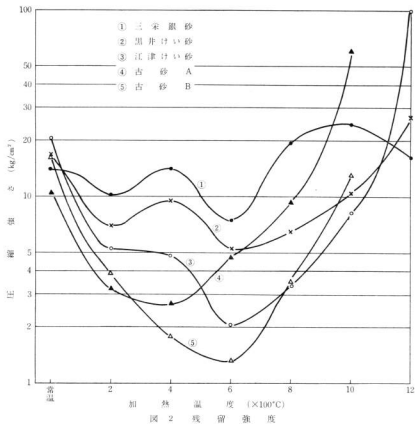
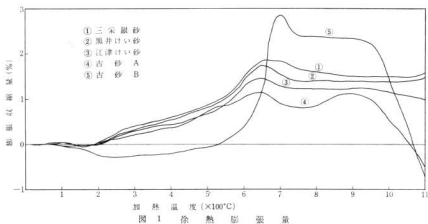
表1 徐熱膨張量および残留強度測定用供試砂の配合(%)

種別	けい砂	水ガラス S ₂	硬化材
①	三栄銀砂	100	6 MF 3
②	黒井けい砂	100	〃 〃 〃
③	江津けい砂	100	〃 K 〃
④	古砂 A	100	〃 〃 〃
⑤	古砂 B	100	〃 〃 〃

全船に100°C~150°Cで試験片の乾燥に伴う収縮を示し, 新砂グループは550°C~600°Cで α ~ β 変態に伴う膨張曲線の急上昇を示し, 650°C付近で膨張量は最高となるが, けい砂のSiO₂分が高いものほど膨張量は大きい。古砂グループのBは250°Cまで収縮をつづけ, 以後ゆるやかに膨張するが, 550°C辺から異常に膨張し, 700°Cでは膨張量2.8%を示した。

この異常膨張や古砂Aおよび古砂Bの950°C辺からの異常な収縮は耐火度や残留強度試験の結果を考慮合わせて, 単なる熱膨張収縮ではなく, 構成材料の軟化に伴う変型やクラックの発生が影響しているものと思われる。残留強度の測定は徐熱膨張量の測定に用いた供試砂と同

*昭和44年度技術開発研究費補助金による研究(その3)



様表1の配合で作製し、その結果は図2に示すとおりである。

加熱温度600°Cまでは温度が高くなるにつれて、おおむね強度は低下するが、CO₂型では通常200°C付近にピークを生じるのにくらべ大きな相違で、崩壊性の点で有利なことを示している。

600°Cを越えるといずれも残留強度は上昇するが、とくに江津けい砂の1,000°C～1,200°C、古砂二種の800°C～1,000°Cでの急上昇が目立つが、これはけい砂自体の耐火性が低いのに加えて、古砂では残留分が影響して焼結を促進したものと考えられる。

古砂では試験片の変形がいちじるしいため、1,200°Cでの試験は不可能であった。

このような古砂を多く配合するときは焼結、焼着、型張りなどを生じやすくなるので注意が必要である。

自硬性鉤型砂の耐火性の比較試験の結果を写真1に示す。

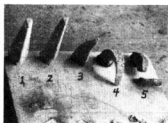


写真1 自硬性鉤型砂の耐火性の比較

三栄と黒井はともに変形していないが、古砂AおよびBはともに軟化して先端が完全に受台に接触していた。

とくにBは溶解して流れた感じで、しかも途中から折れ、緑色をおびていた。

新砂でも江津細はかなり頭を垂れている。

江津けい砂は粒度が適当なので、最近大物に、かなり使われているが、大量の古砂使用には問題があるようである。

鉤込み試験の供試砂の配合を表2に示す。

表2 鉤込試験の供試砂の配合(%)

種別	けい	砂	水ガラス S ₂	硬化材
①	三栄	銀砂 100	6	MF 3
②	黒井	けい砂 100	〃	〃
③	江津	けい砂 100	〃	K 〃
④	古砂	A 75 + 江津 25	〃	〃
⑤	古砂	B 75 + 江津 25	〃	〃

鉤込み試験の結果はブロック鉤物の1～4においては焼着は見られなかったが、耐火度がとくに低い、硬化性の劣る古砂Bを用いた5のみは、底面中心付近に焼着を生じた。

九枚鉤物の鉤込み結果を図3に示す。

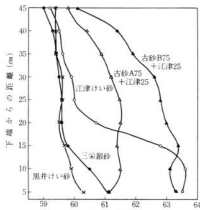


図3 鉤込した九枚の寸法と鉤型砂との関係

純度が高く、耐火度の高い三栄、黒井を用いたばあいは鉤造品の径がごく下部を除いては鉤型寸法より小さくなっているのに対し、古砂Aおよび古砂Bを用いたばあいは全体が大きくなっており、とくにBでは下部は3mm以上大きくなっている。

新砂（江津）は上記2グループの中間的な性状をもっているが、鉤込みの結果も中間を示し耐火性試験の結果ともよく合致している。

造型時の作業性は古砂使用の2者が良く、他の3者のなかでは三栄銀砂が幾分良かった。

IV 結 言

水ガラスを粘結剤とした自硬性鉤型の高温性質を調べた結果、古砂は新砂に比べいちじるしく劣化し、また古砂どうしても回収方法により、大きな相違のあることがわかった。

1. 徐熱膨脹量の最高値は古砂AおよびBでは大差があり、Aが最低であったのに対し、Bは最高で、新砂グループはその中間であった。

また水分を多く含んだ古砂Bは200°C～300°C付近の収縮が大きい。

2. 残留強度は古砂A、古砂Bは1,000°Cの加熱では

クラック
また前
～1,200
3.
きく
4.

クラックや変型がよなはだしかった。

また耐火度の低い中粒けい砂も、古砂と同様1,000°C～1,200°Cで残留強度は急上昇した。

3. 耐火性試験の結果は、古砂A、古砂Bの変型が大きく、とくにBは表面が溶けていた。

4. 鋳込み試験は、この程度の鋳造品でも古砂を多量

に配合したばあい、焼着や膨張りを生ずることがわかった。

文 献

- 1) 世良, 内藤, 原, 丸下: 本報告 13 (1971)
- 2) 丸下, 内藤, 世良, 原: 本報告 13 (1971)

鋳型材料に関する研究 (第2報)

(塗型へのシリカゾルの添加の効果について)*

原 信 彦, 内 藤 達 也

I 緒 言

自硬性鋳型に施す塗型は通常弾塑性塗型が用いられるが、この塗型は簡便である反面、鋳造の際乾差やめどしが発生しやすい欠点がある。とくに古砂を使用する場合この種の欠陥が発生しやすい。

これに対して、最近一部で塗型にシリカゾルを添加することが行なわれ、かなりの効果をあげているようである。

ここではシリカゾル添加の影響をばく熱試験によって調べた結果を報告する。

II 試料と実験方法

1. 試 料

けい砂は江津けい砂と、K社製古砂を使用した。塗型材はトーフライトを使用しシリカゾルはスノーテックス30を用いた。

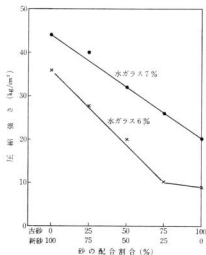


図1 砂の配合が放置強度におよぼす影響

2. 実験方法

試験片の作製には自硬性砂を使用し、その配合はつぎのとおりである。

新砂と古砂の割合を 0~100%まで 25%おきに変化させ、水ガラスの添加量は 6%および 7%とし、硬化済は 2%とした。

ばく熱試験片の強度を知るために行なった強度試験は 28φ×50mm の試験片を用い、24時間放置後の圧縮強さを測定した。

塗型のきれつ発生に大きく影響すると思われる急熱膨張量の測定は、28φ×50mm の試験片を 24時間放置後、1150°C に保持した横型熱膨張試験装置に装入し、その際の長さの変化を変位測定器で検出記録した。

塗型のばく熱試験にはばく熱試験器を使用し、成型後 24時間放置した無拘束の試験片に塗型を施し、着火後 1320°C (光高温計の読み)で15秒ばく熱した。

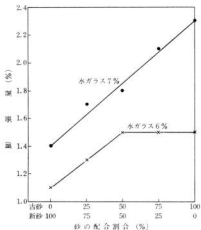


図2 砂の配合が急熱膨張量におよぼす影響

* 昭和45年日本鋳物協会中国四国支部鋳物技術研究発表会に発表

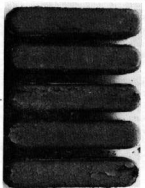
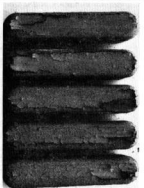
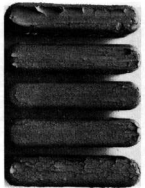
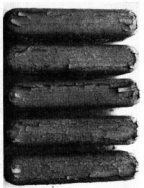
水ガラス 添加量	砂の配合		塗型液の濃度 (Bé)	
	新砂	古砂	12	18
6%	100	0		
	75	25		
	50	50		
	25	75		
	0	100		
7%	100	0		
	75	25		
	50	50		
	25	75		
	0	100		

写真 1 塗型のばく熱試験結果 (シリカゾル無添加)

塗型は弾発性とし、その濃度は 12° Bé と 18° Bé の 2 種類とした。

また、シリカゾルの影響を調べるための試験は、18° Bé の塗型液にスノーチャックスを液に対して 5% と 10% 添加したものを使用した。

■ 実験結果と考察

新砂と古砂とを所定の割合で配合した自硬性砂の 24 時間放置の強度を図 1 に示す。放置強度は古砂配合量が増すにつれて低下し、水ガラス 6% では古砂 75% 以上になるとバラツキが激しく、成型がむづかしくなる。

急熱膨張については古砂が多くなるほど膨張量がいちじるしく増加する。

ただし水ガラス 6% の場合、古砂 50% 以上では膨張量に変化が認められなかった。その結果を図 2 に示す。塗型のばく熱試験の結果を写真 1 および写真 2 に示す。

鑄型の水ガラス量と、ばく熱によるきれつの発生との関係は塗型液の濃度が 18° Bé の場合はあきらかでないが 12° Bé の場合は水ガラス 7% のものが 6% のものよりもきれつの発生が多かった。

塗型液の濃度の影響については、18° Bé の場合に 12° Bé にくらべ全般的に、きれつの発生が多く、とくに水ガラス 6% のものではこの差が明らかであった。

新砂と古砂の配合割合の影響については古砂が多くなるほど細かいきれつが多くなるのに対し、新砂が多いと大きくめくれる傾向がある。

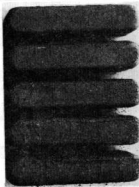
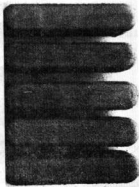
塗 型 濃 度	水ガラス 添加 量	砂の配合量		シリカゾル添加量(%)	
		新砂	古砂	5	10
		18H4	6%	100	0
75	25				
50	50				
25	75				
0	100				
7%	100		0		
	75		25		
	50		50		
	25		75		
	0		100		

写真 2 塗型のばく熱試験結果(シリカゾル添加)

シリカゾルを添加した塗型液で塗型した場合、大きいめくれは全般にでなくなり、細かいきれつもいちじるしく減少した。なおシリカゾルを添加した場合、水ガラス量の多少および新砂—古砂の配合比ときれつの発生傾向との関係がきわめて明瞭になった。

水ガラス6%の砂ではシリカゾル10%ではほとんどきれつが発生せず、5%でも古砂50%まで発生しなかった。

水ガラス7%の場合、シリカゾル10%では古砂25%以下できれつの発生はなく、5%では新砂100%の砂のみきれつが発生せず、古砂が多くなるにしたがってきれつは多くなる。

溶湯のさしこみ(めざし)は塗型のきれつが原因であると考えられていることから考えると、乾燥や注湯によりき

れつを生じない塗型を施すことはきわめて重要なことで、シリカゾルの添加が注目されていることはこの実験の結果からも十分うなづける。

また、水ガラス量が多くなると砂の熱膨張量が増し、塗型のきれつがいちじるしくなる傾向があるので、新砂のみを用いる場合あるいは、古砂を配合する場合でも水ガラスは極力少なくするよう心がけるべきである。

シリカゾルを10%添加すると着火しにくくなるので、バーナーで加熱するなどして着火をうながす必要があるが、できれば着火せずに放置しておき、のちにバーナーで軽く加熱するほうが好ましいようである。

IV 結 言

自硬性鉤型に施す揮発性塗型に対するシリカゾル添加が塗型のきれつ防止におよぼす効果について、ばく熱試験により検討した結果を要約するとつぎのようになる。

1. 鉤型砂が新砂の場合、ばく熱により塗型に大きいめくれを生じやすく、古砂配合量が多くなるほど細かい

きれつを多く生じた。

2. シリカゾルの添加により、塗型の大きいめくれは発生しなくなり、細かいきれつもいちじるしく減少した。

3. 古砂配合量および水ガラス量が増加するほど、塗型のきれつ発生がいちじるしくなる傾向があるが、シリカゾルを塗型液に添加したものではその傾向が一層あきらかに示された。

要なこと
この実験

が増し、
で、新砂
合でも水
る。
るので、
要がある
にバーナー

鋳物砂に関する研究 (第17報)

マイクロウェーブの鋳型への利用*

原 信彦, 内藤 達也

1 緒 言

マイクロウェーブ(極超短波)は周知のように、無線通信・テレビ・レーダーなどの情報伝達手段として利用されているが、また一方では加熱にも利用され、とくに最近では電子レンジと称して家庭にも料理用として進出するにいたっている。

マイクロウェーブを含む高周波を加熱に用いることは以前から行なわれており、高周波誘導加熱による金属の溶解や焼入がその例である。

この誘導加熱に対して誘電加熱は非電導体に対して、その誘電体損失による自己発熱を利用して温度上昇をはかるもので木材の乾燥・合板の接着・ゴムの加硫・塩化ビニールの接着・食品の加工などに利用されている。

通常の高周波(短波)では発熱が小さいので、超短波あるいは極超短波のいわゆるマイクロウェーブが適用される。

本実験はマイクロウェーブを鋳物砂の乾燥あるいは硬化反応の促進に利用することについて検討したものである。

マイクロウェーブによる加熱の利点としてつぎのことがあげられる。

1. 外部加熱方式にくらべて急速加熱が可能である。
2. 一律な電界中では被加熱物を内外均一に加熱できる。
3. 目的物以外は加熱されないので熱効率が高い。
4. 操作が簡単でスイッチ・オンと同時に作業をはじめられる。
5. コンベヤシステムの採用が容易である。
6. 作業環境が良好である。

II 試料と実験方法

この実験に使用したマイクロウェーブ(UHF)発生装置は周波数2450MHz、高周波出力560Wのものである。

けい砂は黒井6号を使用し、粘結剤は粉末リグニンP 201、同P 501、水ガラス(モル比2.7)、フェノール樹脂ならびにアマニ油を使用した。

混練には万能混合攪拌機を用いた。

混練は粘結剤によって差はあるがいずれも3分以内で行なった。

本実験では試験片の昇温速度が重要であることに注目し次のような方法でそれを測定した。

水ガラス系、リグニン系のように誘電体損失の大きい水を含み、水の蒸発により硬化する砂については試料砂を内径50φ×50mmの塩ビパイプにつめ200°Cのアルコール温度計をさしこみ加熱装置の中央部におき試験片の中心部がUHFの照射により100°Cに達するまでの時間を測定した。

また油、フェノール樹脂などのように、それ自体ではほとんど発熱しないものために数十種の発熱剤を検討した結果カーボン質のものが有効であることを知り、カーボンサンドとリン状黒鉛を使用して、その温度上昇を測定した。

測定方法は砂と発熱剤を所定量(カーボンサンド10%~70%まで10%おき、リン状黒鉛は5%~20%まで5%おき)混合し100ccのピーカー(約50φ)に入れ、前法と同ようにして100°Cと200°Cに達するまでの時間を測定した。

発熱による水分の蒸発量の測定は50φ×50mmの試験片を用いUHFを所定時間照射したのち15分間放置して試験片の重量の変化を測定した。

強度の測定は50mm×50mmφの試験片を用い所定時間UHFを照射したのち15分間放置して2.5tの油圧式圧縮試験機で圧縮強度を測定した。

III 実験結果と考察

昇温速度の測定の結果はリグニン砂(リグニン3%添加)では添加水分を1~3%まで0.5%おきに变化させた場合、水分が多くなるほど昇温速度は大きくなり水分1%では中心部が100°Cに達するまでに2分30秒前後であったが3%では1分30秒前後であった。

* 昭和44年日本鋳物協会中国四国支部鋳物技術研究発表会に発表。

またP201とP501とは大きな差はなかった。
その結果を図1に示す。

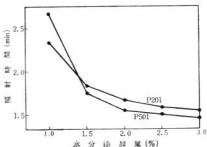


図1 試験片の中心が100°Cに達するまでの照射時間と水分添加量の関係

水ガラスの場合にはリグニン砂より昇温速度は大きく水ガラス2%添加のものでも1分36秒で100°Cに達した。またリグニン砂と同様水ガラスの増量による水分の増加とともに昇温速度は上昇する。

その結果を図2に示す。

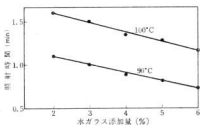


図2 水ガラスの添加量と昇温との関係

水分による発熱の場合は図2からもわかるように85~90°Cくらいまでは温度は急速に上昇するがそれを超えると速度は低下する。

これは蒸発による水分の減少のための損失係数の低下と蒸発潜熱によるものと思われる。

発熱剤として黒鉛、カーボンサンドを使用した結果を図3、図4に示す。

カーボンサンドの昇温速度に及ぼす影響は黒井けい砂に対して添加量40%までは、その量を増すほど昇温速度は大きくなるが、それ以上増してもほとんど効果がない。リン状黒鉛では10%で極大を示している。

添加水分量と残留水分量との関係は短時間の照射では前者が多いほど後者も多いが照射時間が長くなると蒸発が激しいため、前者が多いほど後者が少なくなる傾向が

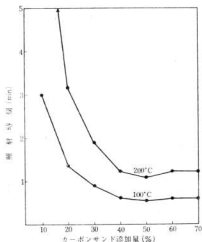


図3 カーボンサンドの添加量と昇温との関係

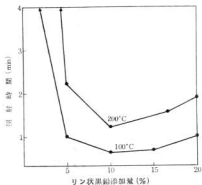


図4 リン状黒鉛の添加量と昇温との関係

見られる。

その一例を図5に示す。

リグニン砂の圧縮強さはP201の場合3分までは照射時間が長くなるほど強くなり3分間照射すると水分3%のものは33kg/cm²に達し、この時の残留水分は0.15%であった。

またP501の場合にはP201とは異なり水分2%以上では照射時間2分で極大となり水分3%のものは34kg/cm²になった。

その結果を図6、図7に示す。

P501の場合 UHF を3分間照射したときの強度が低下したのはリグニン砂、特にP501の場合 残留水分が0に近づくとも強度が低下する性質があるためと思われる。

水ガラスを粘結剤に使用した場合は水ガラスの量が増すにつれて、また照射時間が長くなるほど強度は上昇する。

しかも、水ガラス量3%でも実用上十分な強度と表面

安定性が得られた。

その結果を図8に示す。

フェノール樹脂、アマニ油のように熱硬化性のもは焼成に100°C以上の温度を必要とするので、カーボン質の発熱剤を添加してUHFを照射した。

この場合硬化させることには成功したが加熱むらが発生するため実用にはまだ問題がある。

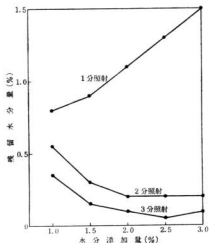


図5 P501の水分添加量と残留水分の関係

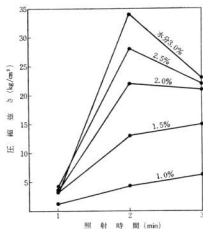


図7 リグニン砂P501の照射時間と強度の関係

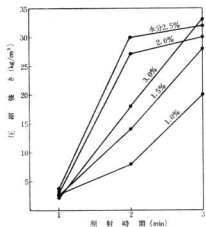


図6 リグニン砂P201の照射時間と強度の関係

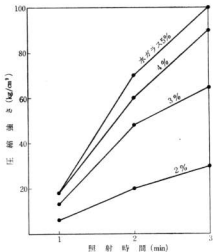


図8 水ガラス砂の照射時間と強度の関係

IV 結 言

1. 粉末リグニン P201, P501を3%添加したリグニン砂にマイクロエーブを照射することにより急速硬化させることができ、照射時間は50p×50mmの試験片の場合P201は3分、P501では2分が適当である。

また、添加水分は型によって1.5%~3%の範囲で変

化させるとよい。

2. 水ガラスを粘結剤に使用した場合水ガラス3%添加でも十分使用できる強度と表面安定性がえられる。

3. 熱硬化性樹脂の硬化については加熱むらがあるためマイクロエーブ発生装置を改良するか、発熱剤の選択が必要である。

自硬性鋳型に関する研究 (第5報)

有機自硬性鋳型の常温性質におよぼす粘結剤添加量の影響

世 良 時 夫, 原 信 彦

I 緒 言

有機粘結剤を使用する自硬性鋳型は、エアセット法が最初で、国内に紹介されて10年以上を経過している。粘結剤に乾性油を使用して、酸化重合で硬化するが、本報告にもすでに報告している。その後フラン系樹脂にリン酸触媒を利用した、フラン系自硬性鋳型が開発され現在にいたっている。

一方、一昨年アッシュランド社の開発になるリノキユア法が紹介され、有機自硬性鋳型への関心は一段と高まってきている。ここ数年、無機自硬性鋳型の採用で、生産性を向上することができたが、後処理などの問題から一部は有機自硬性鋳型に移行する傾向にあると考えられる。このような状況を考え、筆者らはまずリノキユア法を選び、常温での諸性質を検討したので、その結果について報告する。

II 試料と実験方法

供試砂は100メッシュピークで粒度指数109の黒井けい砂を使用した。有機自硬性粘結剤はH社製のもので、3成分からなり、A液は特殊アルキッド組成物、B液は金属化合物、およびC液はポリイソシアネート組成物で、それぞれの添加量を変えて実験した。

調砂は万能混合攪拌機を使用し、回転数(R=90 r.p.m., Q=205 r.p.m.)を一定として混練した。試験片の作製方法や混練方法については予備実験を行なって決めた。

実験は試験片作製後、所定時間での圧縮強さを測定した。つぎに、5、24時間放置した試験片の表面安定性を測定した。表面安定性試験は、6メッシュのふるいをロータップ型ふるい機にとりつけ1分間振とうし、前後の重量比(%)で示した。さらに、混練後成型までの時間を、混練直後、10分、20分、30分と変えて試験片を作製後24時間放置し、圧縮強さを測定して、可使用時間を検討した。

III 実験結果と考察

1. 予備実験

黒井けい砂 5kg にA液を2%、B液をA液の5%添

加して1分、さらにC液をA液の30%添加して1分混練して供試砂とした。試験片のつき固めに $51\phi \times 150\text{mm}$ の塩ビパイプを用いた。

その結果を表1に示す。

表1 放置強度 (kg/cm²)

放置時間 h	1	2	3	4	24		
					直後	10min	20min
圧縮強さ	4.4	9.6	10.7	39.0	49.1	32.3	14.9

放置強度は十分と思われるが、混練後成型までの時間を24時間放置の圧縮強さで比べると、10分経過すると15kg/cm²以上も低下することがわかった。したがって試験片は混練後、すばやく成型することが必要である。しかしつき固め機で成型すると、10~15分位の時間がかかるので強さのパラツキは大きくなることが推測される。

そこで、試験片の作製方法をaは前述のつき固め機を使用する方法と、bは $51\phi \times 50\text{mm}$ の塩ビパイプに混練砂を押しこみ十分おさえ、上面をかきとる方法の両者を比較した。b法での試験片作製時間は3分程度である。

混練は前述の方法で配合をB液4%、C液25%にして調砂した。

その結果を表2に示す。

表2 放置強度 (kg/cm²)

放置時間 h	1	2	3	24
a	11.0	30.1	24.9	43.0
b	11.3	21.3	28.2	48.0

aはbに比べて圧縮強さが低く、パラツキも大きいことがわかった。この有機自硬性鋳型は硬化反応がはやく、混練後成型までの時間が大きく影響するため、手込みによるパラツキよりはるかに大きいことがわかる。

つぎにA液とB液の添加を、前述の単独に添加して混練する方法cと、A、B液をあらかじめ混ぜあわせて添加する方法dとで比較した。混練サイクルはけい砂にA液2%、B液4%添加して2分、さらにC液25%を加え

て1分とした。

その結果を表3に示す。

表3 放置強度 (kg/cm²)

放置時間 h	1	2	3	4	5	24
c	4.2	9.7	19.4	24.9	31.8	47.2
d	5.2	17.1	26.8	31.8	34.6	53.1

A、B液はあらかじめ混合した場合が全般に圧縮強さは高い。

以上の結果をまとめるとつぎのとおりである。

(1) 本実験に使用した粘結剤は、混練後すばやく成型する必要があり試験片は、51φ×50mmの塩ビパイプに混練砂を流しこみ、十分おさえ、上面をかきとる方法がよかった。

(2) A、B液はあらかじめ混合してけい砂に添加するのがよかった。

2. A、B、C液の添加量が放置強度におよぼす影響

A、B、C液の添加量を表4に示す。

基本配合としてA液は1.8%、B液はA液の5%、C液はA液の25%とした。混練条件はつぎのとおりである。

黒井けい砂(7kg)+(A、B液混合)、2分混練→C液、1分混練

実験時の温度は19~24°C、湿度45~75%であった。実験結果を図1に示す。

A液は特殊アルキッド組成物で酸化重合反応で硬化するといわれている²⁾。添加量をふやすとほぼ直線で圧縮

表4 粘結剤の配合(%)

配合No.	A 液	B 液	C 液
1	1.4	A液の5	A液の25
2	1.6	〃	〃
3	1.8	〃	〃
4	2.0	〃	〃
5	1.8	〃 1	〃
6	〃	〃 3	〃
7	〃	〃 7	〃
8	〃	〃 5	〃 20
9	〃	〃	〃 30

強さは上昇する。しかもその傾向は、成型後3時間位から大きくなり、24時間ではもっともいもじるしい。

B液はA、C液の硬化反応に有効な金属化合物の触媒で、初期には添加量の多いほど圧縮強さはいもじるしく上昇する。しかし5時間では直線の傾向を示し、さらに24時間では、初期と逆の曲線になり、適量範囲は3~5%程度である。

C液はポリイソシアネート組成物で初期硬化に影響するといわれている²⁾。本実験の添加量10%の違いは、初期強度に大きな差はなかった。しかし放置24時間では添加量の影響は大きい。

参考に5、24時間での測定値から圧縮強さを σ として、A、B、C液の添加量の関数形を推定するとつぎのようになる。

$$\sigma_5 = 17.17A - 7.11$$

$$A: A液の添加量$$

$$\sigma_{24} = 25.58A - 8.20$$

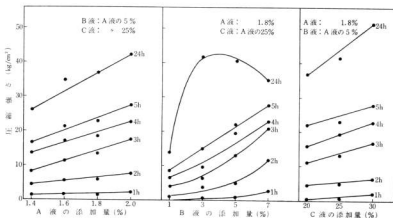


図1 A、B、C液の添加量が放置強度におよぼす影響

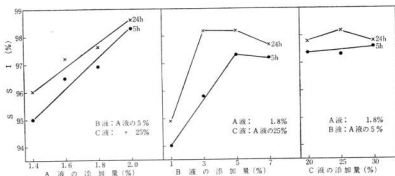


図2 A, B, C液の添加量が表面安定性におよぼす影響

$$y_5 = 3.23B + 5.41 \quad B: B液の添加量$$

$$y_{24} = -2.07B^2 + 19.72B - 2.62$$

$$y_5 = 0.58C + 9.61 \quad C: C液の添加量$$

$$y_{24} = 1.58C + 3.78$$

24時間での圧縮強さはA液の添加量0.2%で約5kg/cm²、C液の添加量5%で約8kg/cm²の差がある。またB液の添加量は約5%でピークとなる。

3. A, B, C液の添加量が表面安定性におよぼす影響
実験結果を図2に示す。

A液の添加量が多くなるとほぼ直線でS S Iは向上する。また放置時間は長い場合がすぐれている。この傾向は圧縮強さと同様である。

B液は放置5時間では5%まで、24時間では3%までS S Iは向上するが、それ以上ではむしろ低下する傾向にある。

C液は添加量の影響がほとんどない。
本実験のS S Iが96~97以上であると指での感じから表面の安定性はほぼ良好である。
つぎに表面安定性と圧縮強さの相関を調べた散布図を図3に示す。

相関係数を求めると $r = 0.82$ で検定の結果は有意である。回帰線をもとめるとつぎの式を得た。

$$y = 7.36x - 685.2$$

$$y: \text{圧縮強さ}$$

$$x: \text{表面安定性}$$

以上の結果、表面安定性と圧縮強さは相関があるといえる。

4. A, B, C液の添加量が可使時間におよぼす影響
可使時間の定義は本実験では図3を参考にして、放置24時間での圧縮強さが20kg/cm²まで低下する時間を可使時間と決めた。すなわち図3のS S Iが96%弱で表面のポロツキが大きくなると感じられるところである。

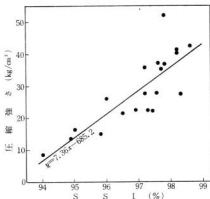


図3 表面安定性と圧縮強さの散布図と回帰線

実験結果を図4に示す。

A液は添加量が多いほど圧縮強さが高く、混練後成型までの時間経過とともに、直線的に低下する。またその傾向は添加量に関係なくほぼひとしく下がっている。

B液の添加量、1%は混練直後でも強さは20kg/cm²以下である。3%は強さも高く、ほぼ直線で低下し、そのかたむきもゆるやかである。5、7%添加もほぼ直線で低下する。

C液の添加量が多いほど混練直後の圧縮強さは上昇するが、成型までの時間経過とともにいちじるしく低下する。

以上の結果から圧縮強さ20kg/cm²まで低下する、混練後成型までの時間、すなわち可使時間をプロットすると図5に示すようになる。

放置強度、表面安定性、可使時間が基本配合と比較し

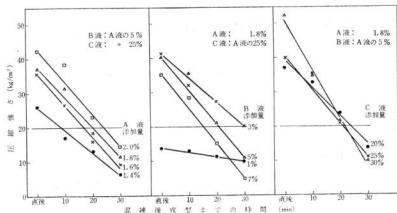


図4 混練後成型までの時間とA, B, C液の添加量が圧縮強さにおよぼす影響 (24h放置)

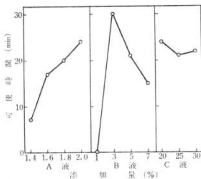


図5 A, B, C液の添加量と可使用時間の関係

表5 基本配合と諸性質の比較

配 合			表 示 性 質			
A液(%)	B液(%)	C液(%)	初期	24h	5h	24h
1.4	A液の5	A液の25	×	×	×	×
1.6	"	"	×	×	×	×
1.8	"	"	△	△	△	△
2.0	"	"	○	○	○	○
1.8	A液の1	"	×	×	×	×
"	" 3	"	×	△	△	△
"	" 7	"	○	△	×	×
"	" 5	A液の20	△	×	△	△
"	" 5	" 30	△	○	△	△

○基本配合より非常にすぐれている

○ " " すぐれている

△ " " と同程度

×

×

×

×

て、添加量の変化がどのように影響しているかを表5にまとめて示す。

IV 結 言

有機自硬性鈣型シリノキア法を選び常温での諸性質を検討した。その結果をまとめるとつぎのとおりである。

1. 本実験の試験片は $54\phi \times 50$ mm の塩ビパイプに混練砂を流し込み十分おさえ、上面をかきとる方法がよかった。
2. A, B液はあらかじめ混合して添加するのがよかった。
3. A液は圧縮強さ、表面安定性に大きく影響し、添加量をふやすと性質は向上する。
4. B液は適量範囲があり、諸性質に大きく影響する。添加量はA液の3~5%がよかった。
5. C液の添加量をふやすと、とくに後期の圧縮強さが上昇する。

文 献

- 1) 宗吉, 中村, 原: 本報告, 7(1960), 72
- 2) 小林: 綜合鈣物, 11(1970) 3, 23

球状黒鉛鑄鉄に関する研究 (第3報)

球状黒鉛鑄鉄の Si 量および加熱速度が
オーステナイト化温度におよぼす影響*

西川 浩成, 横山 宏樹, 内藤 達也

I 緒 言

従来、鑄鉄の熱処理は可鍛鑄鉄が代表的なものと考えられ、その他のほとんどの鑄鉄は鑄造状態でいかに強力にするかの溶製法に多くの努力が払われて、固体化の処理については比較的関心が払われなかった。しかし熱処理により、その性質をいちじるしく向上できる球状黒鉛鑄鉄の生産も多くなり、また機械その他多くの部品として表面硬化処理などによる耐摩耗性の向上が要望されるようになった今日、鑄鉄の熱処理という問題は中小鑄物工場あるいは生産加工工場においても近い将来重要課題の一つとなることが予想される。

筆者らは、球状黒鉛鑄鉄の熱処理の研究の一端としてその焼入性に関する基礎的な資料を得、熱処理条件の指針を確立するため、Si 量および加熱速度が、オーステナイト化温度におよぼす影響について実験し、関連企業への熱処理技術指導データとした。

II 試料と実験方法

1. 試 料

地金は釜石タクティル鉄1号CとSS41を用いた。タクティル鉄の化学成分(%)は、C4.20, Si 1.54, Mn 0.15, P0.040, S0.015である。球化剤はKC剤11号、元湯の成分調整は75% Fe-Si, 75% Fe-Mnを用いた。高周波溶解炉により、地金 13kg (タクティル鉄90%, SS41 10%)を溶解し成分調整後、高温計読み1,400°Cで出湯し、KC剤11号(1.5%)を添加して球状化処理を行い、図1に示す形状に鑄込んだ。この九本の両端を除いた部分を図2に示す形状に加工し試料とした。各試料の化学成分とCE値は表1に、各試料に相当する相微細組織は写真1(a), (b), (c)に示すとおりである。

2. 実験方法

図2に示す形状に機械加工した試料にパーカッションウェルターで、0.2mmφのPR熱電対を穴の底に溶接したものを、富士電設工機製の全自動変態測定装置(高周波出力3KW, 周波数1.7MHZ)により、加熱速度

(°C/min)を5, 15, 30, 87, 154, 307に変化させて加熱し、熱膨張曲線からオーステナイト化温度を解析した。

III 実験結果と考察

試料の加熱による膨張曲線におけるパーライトのオー

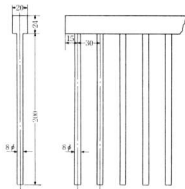


図1 鑄造 方 案



図2 試 料 形 状

表1 試料の化学成分(%)

試料	C	Si	Mn	P	S	CE
a	3.31	2.38	0.60	0.076	0.027	4.13
b	3.41	2.51	0.50	0.069	0.024	4.27
c	3.38	3.17	0.53	0.071	0.023	4.46

* 第11回鑄造技術担当者会議(名古屋)で発表

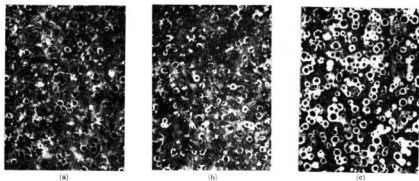


写真1 試料の焼入れ組織(×100)

スナイト化による収縮の開始点の温度を変態開始温度とし、オーステナイト化が終了し再び膨張に転ずる点の温度を変態終了温度とした。その測定結果をまとめると図3に示すとおりである。

Si量が増加すると、変態開始温度および、終了温度

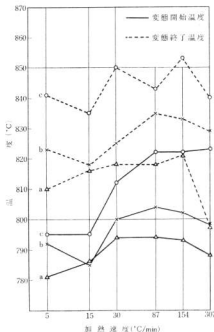


図3 Si量とオーステナイト化温度の関係

とも高くなっている。加熱速度の影響に関しては、15～87°C/minの間では加熱速度を増すと開始温度の上昇がいちじるしく、とくにSi量の高いもので顕著であるが、それ以上加熱速度を増しても、開始温度は上昇せず、低Siのものではむしろ低下している。終了温度についてはバラツキがあって明確なことはいえないが、すう勢としては開始温度と同ようである。オーステナイト変態開始温度と終了温度との差はSi量の高いものほど大きい傾向があり、変態所要時間も長くなっている。

この実験の結果はバラツキがかなりあって、明確な結論は得がたいが、Si量と変態温度との関係は一定あきらかにすることができた。

今後は実験方法、装置の改善によってデータの充実をはかるとともに、高周波焼入れとの関連性を求めてさらに研究を進める方針である。

IV 結 言

球状黒鉛鉤鉄は今後、中小鉤物工場または機械金庫加工場において熱処理を施し、強靱材質として使用されることを予想し、適切な熱処理条件を指導しなければならぬ。

そこで球状黒鉛鉤鉄のオーステナイト化温度におよぼすSi量と加熱速度の関係について研究した結果はつぎのようになり、鉤物中小企業に対して指導に役立てたい。

1. Si量が増加するにしたがってオーステナイト変態開始および終了温度とも上昇する傾向にある。したがって球状黒鉛のSi量により適当な焼入れ温度を選択する必要がある。

2. オーステナイト化への加熱温度の影響については、一部変態開始温度との明りょうな関係が得られたが、これについてはなお研究の余地がある。

文 献

- 1) 加城, 石田, 横山: 日本金属学会誌, **10** (1965) 932
- 2) 池田, 上田, 田谷: 本報告, **11** (1967) 38
- 3) 日本金属学会構造分科会編: 球状黒鉛鉄の理論と
実践, 丸善 (1966) 295
- 4) 依田: ファンドリーニュース, **32**, 1

メッキに関する研究(第9報)

アルカリ性銅メッキ液中のクロムの分析法について

渡部 英雄, 田谷 征雄, 清水 達磨

1 緒 言

電気メッキは、液中に他の金属不純物が混入することによって、メッキの品質が著しく低下し、作業に支障をきたす。クロム酸もその一つであり、これの存在によって欠尻、つきまわりが悪くなり、密着不良、電流効率の低下、ピリなどのメッキ不良の悪影響がある。

青化銅メッキにおいてもヒッカケ治具、クロムメッキミストなどからクロム酸が混入した場合、電流効率の低下、ムラ状メッキ、ピリなどの欠陥を生ずるためクロムを迅速に分析し、メッキ液管理を十分に行なう必要がある。青化銅メッキ液中には多量の銅、ナトリウム、カリウムが存在するので、これらの共存物質を分離する必要があるが、原子吸光分光分析法により分離操作を行わずに迅速分析を行った。原子吸光分光分析法によるクロムの定量は、鉄鋼¹⁾、鉄鉱石²⁾などのものが行なわれているが、今回分離操作を行わず、青化銅メッキ液中のクロムを定量してほぼ満足する結果を得たので報告する。

2 実験方法

1 試 薬

クロム標準溶液：標準試薬の重クロム酸カリウム(99.99%)を150°Cで乾燥し、2.8285gを水で溶解したのち、これを希釈して1ℓとして1,000ppm溶液を調製した。使用に際してはこの原液を適当にうすめて調製した。

共存元素を調べるため各元素の標準溶液は、すべて各元素の塩化物を用い、水で希釈して一定量にうすめて調製した。また試薬はすべて特級試薬を使用した。

2 装 置

日本 Jarrell Ash 社製 AA-1 型を使用。光源は Westinghouse 社製の hollow cathode lamp (Cu-Fe-Mn-Ni-Co-Cr) を使用した。バーナーは水冷魚尾型 100mm スリットを用い、スリット幅は 100 μ (固定)を用い、空気-アセチレン炎を用いた。

3 測定条件の検討

原子吸光光度計を用いてクロムを定量する場合、まず測定条件の設定が問題となる。そこでクロム 10ppm 溶液を作り、測定波長、ランプ電流値、バーナーの高さ、ガス流量の影響、酸濃度の影響、共存元素の影響について検討した。ただしスケール拡大を行なう場合は 2ppm 溶液で行なった。

4 検量線の作成

クロムとして 50, 100, 150, 200, 250 μ g を 100mL のメスプラスコにそれぞれ採取して、これに銅、ナトリウム、カリウムをそれぞれ 25,000ppm, 15,000ppm, 5,000ppm になるように添加し、これに塩酸(1+3)40mL 添加して水で希釈して 100mL とする。これを原子吸光光度計によりスケール拡大を 5 倍にして検量線を求める。

5 メッキ液の分析

メッキ液 25mL を 300mL のビーカーに正確にとり、塩酸 30mL と過酸化水素水 10mL を加え、加熱してシアンを完全に分解する。これを加熱濃縮して蒸発乾固する。冷却後にこれを塩酸(1+3)40mL を加え加熱溶解する。放冷後これを 100mL のメスプラスコに移し、水で標線まで希釈する。この溶液を原子吸光光度計により測定して、あらかじめ求めた検量線よりクロムの含有量を求める。

3 実験結果と考察

1 測定条件の決定

(1) 波長、ランプ電流値およびバーナーの高さ

クロムの測定波長は 3579, 4254 \AA の二つの波長があるが、吸光度を測定して 4254 \AA を用いた。ランプ電流値は電流値が高くなると吸光度はわずかに減少するが、スケール拡大した時の S/N を考慮して 14mA を用いた。バーナーの高さは光軸より 4mm のところに調節した。

(2) ガス流量と吸光度の関係

クロム 10ppm 溶液を使用して、空気およびアセチレン流量を変化させて、炎が安定で最高の吸光度が得られる流量に設定した。図 1 は空気流量を 8.0L/min に設定

してアセチレン流量の変化によるクロムの吸光度の変化を示す。

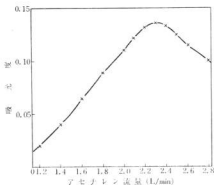


図1 アセチレン流量の影響

図1により空気流量は8.0L/min、アセチレン流量は2.3L/minが最大の吸光度が得られた。以下の実験では測定条件として表1に示すとおりに設定した。

表1 クロムの測定条件

波長 (Å)	ランプ電流値 (mA)	アセチレン流量 (L/min)	空気流量 (L/min)
4254	14	2.3	8.0

2 酸濃度の影響

前処理としてメッキ液中のシアンを分解するために用いる酸として塩酸、硝酸、硫酸の濃度の影響について検討した。クロム 10ppm 溶液を用い、酸濃度として0~1.6N の範囲で変化させて吸光度の変化を調べた。その結果を図2に示す。図2より塩酸、硝酸はこの濃度範囲

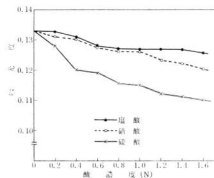


図2 酸濃度の影響

ではほとんど影響しないが、硫酸は濃度が増すに下がって吸光度が低下した。以下の実験では使用する酸は塩酸を用い、酸濃度としては1.2Nを使用する。

3 共存元素の影響

クロム 10 ppm 溶液中にメッキ液中に含まれる共存元素として銅 (0~2.5g)、ナトリウム (0~1.5g)、カリウム (0~0.5g) を別々に添加してその影響を検討した。銅、ナトリウム、カリウムはこの範囲ではほとんど影響なかった。しかしこれ以上共存物質を添加するとマトリックスの影響で吸光度は低下した。

4 定量結果

II-4より求めた検量線を図3に示す。図3より再現

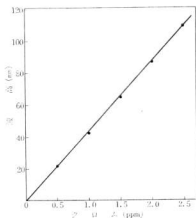


図3 クロム検量線

性の良い、直線の検量線が得られた。実試料の分析を行う場合メッキ液中のシアンを分解するために使用する酸化剤として過酸化水素水と過マンガン酸カリウムについて検討したところ、マンガンの共存はクロムの吸光度を低下させるが、約1gの塩化カリウムの存在で影響は除けたが、原子吸光光度計に噴霧した時スリットバーナー中にマンガンの酸化物が多量に付着したため、過酸化水素水を使用した。

表2 メッキ液分析結果

添加したクロム量 (μg)	実測したクロム量 (μg)
50	52
100	101
150	150
200	194

実試料の分析としてはクロムを含まないメッキ液 (CuCN 90g/L, NaCN 100g/L, KOH 20g/L) を作り、これにクロム標準溶液を添加してⅡ-5によって得られた結果が表2である。

表2より添加したクロム量と検量線より求めたクロム量とはほとんど一致した。これより青化銅メッキ液中のクロムの定量は可能で定量下限は 2 ppm であった。

IV 結 言

実験結果を要約するとつぎのとおりである。

1 クロムを定量する際、フレームとして空気-アセチレン炎を用いる場合、多燃料フレームを用いると吸光

度が高くなった。

2 光源に複合ランプ (Cu-Fe-Mn-Ni-Co-Cr) を用いた場合スケール拡大は最大5倍であった。

3 メッキ液中には多量の銅、ナトリウム、カリウムが存在するので、メッキ液を多量にとるとマトリックスの影響により吸光度は低下する。今回メッキ液中の共存物質を分離せずに行なったので定量下限は 2ppm であった。

文 献

- 1) 遠藤, 畑, 中原: 鉄と銅, 55 (1969) 116
- 2) 遠藤, 畑, 中原: 分析化学, 18 (1969) 833

化学的公害に関する研究 (第6報)

メッキ工場廃水処理スラッジについて (その1)

田谷 征雄, 清水 達磨
金本 正, 応和 尚

I 緒 言

電気メッキ工場排水は、シアンおよび種々の重金属類を含むため、厳しい取締りの対象となっている。通常これらの廃水処理は、シアン系、クロム系、他の重金属系、その他に分別排水し、シアン系は NaClO によるアルカリ塩素法、クロム系は Cr^{6+} - Cr^{3+} に還元後、他系統の廃水と合せ金属イオンを水酸化物として中和沈殿除去を行っている。

これにより生じるスラッジは有機性スラッジと異なり不燃性であり、かつ重金属類およびシアンを含むために二次公害のおそれがあり廃棄に埋立などの廃棄処分ができない。産業廃棄物の有効利用、回収という面においても、メッキ企業の大半が零細企業であり、工場規模も小さく、生成スラッジが量的に少なく、成分も均一でないなどのいくつかの不利な点があげられている。そこで以下のメッキ工場8社10試料のスラッジについて、化学分析、生スラッジの加熱によるシアン除去、産業関係の利用などを考慮して1200°Cにおける焼結試験などを行ない有害のスラッジに対する予備知識を得るとともに、今後のスラッジ処理方法を検討した。

II 試料と実験方法

1. 試 料

スラッジの排出工場の特徴および廃水処理方法を表1に示す。化学分析の一部 (pH 測定および CN^- 定量) および加熱試験を除きすべて105~110°C で乾燥し恒量としたものを用いた (乾量基準)。

2. スラッジの化学分析

pH: 浸潤試料 (生スラッジ) 1g を水 100mL に懸濁させ、ガラス電極 pH 計で測定した。

酸不溶解分: 試料 1g を 5wt% H_2SO_4 50ml を用い、30°C で1時間処理し、 6×6 濾液約1000°C で恒量とした。

灼熱減量: 約1000°C で30分間灼熱して求めた。

金属分: 王水で溶解し、蒸発乾固後再び HCl にとかし Cu は常法により重量法で、Ni はジメチルグリオキシンによる重量法で、Zn は銅溶解液に H_2S を通じ ZnS とした後 EDTA 滴定でそれぞれ定量した。Cr は過硫酸アンモニウムで酸化後過マンガン酸カリウム滴定法で、Fe は SnCl_2 で還元後過マンガン酸カリウムで滴定した。 SO_4^{2-} : BaSO_4 による重量法で定量した。

表 1 供 試 ス ラ ッ ジ

試料 No.	メッキ工場	メッキの種類	中和剤	スラッジの脱水
1	A	シアン化 Cu-Ni-Cr, シアン化 Zn	NaOH , H_2SO_4	布袋によるスラッジ槽
2	*	"	"	"
3	B	装飾 Ni-Ni-Cr	$\text{Ca}(\text{OH})_2$, NaOH	真空脱水
4	C	装飾 Ni-Ni-Cr, シアン化 Cu	$\text{Ca}(\text{OH})_2$, NaOH	"
5	D	シアン化 Zn 後のクロムート系のみ	NaOH	スラッジ槽
6	E	シアン化 Ag, パレル Ni, 銅合金キリンス上	NaOH	小型ボイラー上で長期乾燥
7	*	"	"	布袋で脱水
8	F	シアン化 Zn, Cu-Ni-Cr	NaOH	スラッジ槽
9	G	Al 間極酸化	$\text{Ca}(\text{OH})_2$	"
10	H	i-Cr	NaOH , $\text{Ca}(\text{OH})_2$	新聞紙で脱水

CN⁻：湿潤試料約1gをとり、JIS K0102 工場排水分析法をシアン（蒸留法）に準じ定量した。

3. スラッジの加熱処理

生スラッジを比較的低温の200~600°Cに加熱した場合No.1とNo.8の二試料についてスラッジ中のシアン含量の変化を検討するため図1のような装置で加熱し、発生ガスおよび加熱スラッジ中のCN量を測定した。また加熱によりスラッジ中のクロム分が水溶性の六価のクロム化合物となるおそれがありこれについても検討した。

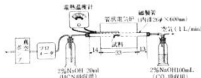


図1 スラッジ加熱装置

(1) 発生ガスおよび加熱スラッジ中のCN⁻測定
空気流量を1L/minとしCN⁻吸収液は2% NaOH 20mlを用いた。加熱スラッジ中のCN⁻はJIS K0102に準じ加熱蒸留による前処理をしたものについて比色法で定量した。

(2) 水溶性クロムの定量

磁性ポート上の加熱スラッジを沸騰水で約10分間処理

し、溶出クロムをJIS K0102に準じ比色法で定量した。

4. スラッジの焼成試験

(1) 供試品

スラッジを110°Cで約5時間熱風乾燥後粉末とし約3gをとり錠剤成型器にて直径12mm、高さ20mmの円柱状に加工成形して用いた。

(2) 焼成

試料をシャモット質耐火物の板上にならべ、エレマ発熱体電気炉で1,200°Cで焼成し呈色、形状などを観察した。

■ 実験結果と考察

1. スラッジの化学分析

分析結果を表2に示す。廃水処理によって生じるスラッジの組成は、メッキの種類、素材、メッキ方法（工程）、設備、および加工量比、回収方式、分別排水、廃水処理対策および中和、沈殿、スラッジの脱水など廃水処理方法によって大きく異なるのは当然である。

No.1およびNo.2は、シアン化亜鉛メッキおよび亜鉛ダイキャスト上のCu-Ni-Ni-Crメッキを行っている同一工場のスラッジでNaOH-H₂SO₄で中和している。脱水方式とスラッジ生成の日時が異なるが分析結果に大きな差は認められない。布袋による脱水がわずかに水分が少なく、また工場担当者の意見では脱水速度も大きい

表2 スラッジの化学分析結果(%)

試料メッキ No. 工場	pH	成 分 分 析										
		水分	酸不溶分	灼減	熱量	Cu	Ni	Cr	Zn	Fe	SO ₄ ²⁻	CN ⁻ ppm
1	A	7.0	89.5 (852)	10.0	27.1	4.1	0.8	18.4	15.5	1.0	5.9	120
2	※	6.7	91.0 (1011)	6.2	25.4	3.9	0.8	21.0	16.5	0.9	9.0	396
3	B	9.2	67.2 (206)	11.0	21.6	0.2	10.2	2.5	0.0	0.6	11.3	なし
4	C	11.6	74.2 (288)	14.4	25.9	—	1.2	3.7	2.2	6.4	—	189
5	D	8.8	93.8 (1512)	0.8	21.5	0.0	0.0	20.2	23.1	1.2	8.6	27.6
6	E	8.3	41.6 (803)	1.5	23.5	15.1	17.4	0.1	7.8	1.5	3.1	210
7	※	8.0	91.5 (1064)	0.8	23.4	16.4	20.8	0.7	7.7	1.6	3.0	140
8	F	9.1	92.6 (1251)	13.7	23.9	6.5	4.7	9.9	6.1	11.6	0.6	392
9	G	6.7	67.4 (207)	5.0	24.7	0.2	0.0	4.9	2.8	0.7	7.2	なし
10	H	9.3	80.4 (410)	13.8	8.1	—	—	6.6	—	—	—	なし

()内は乾燥基準の水分

ようである。Zn および Cr が多く、CN⁻ もかなり認められる。

No.3は全自動メッキ装置のNi-Ni-Crメッキ工場で中和はNaOH、Ca(OH)₂-H₂SO₄で行っている。Ca(OH)₂を多用し、真空脱水を行っているため水分がW%で67.2%と低く脱水率は良好である。Crが二段回収しているため少なくNiは一段のみで10.2%と高い値を示している。

No.4はシアン化亜鉛メッキ、およびNi-Ni-Crメッキ工場で回収を十分行っており、かつ廃水処理で多量のCa(OH)₂とFeCl₃を用い真空脱水を行っているため水分も少なくCr、Ni、Zn等の金属分も少ない。Feは凝集剤として多用するため6.37%と大きい。

No.5は、シアン化亜鉛メッキ後のクロメート処理廃水および廃液中の全クロム除去処理のスラッジではZnおよびCrが多い。中和はNaOHのみで、脱水はスラッジ槽的なもので水分が著しく多く、脱水方法を改善する必要がある。

No.6, No.7は、バレルニッケルメッキおよび銅合金のキリシスを行っている工場でNaOH中和後布袋より脱水しておりNo.6はさらに小型ボイラー上で長時間乾燥したもので著しく水分が少なく、効果的であることを示している。No.8はシアン化亜鉛メッキ、Cu-Ni-Crメッキ工場でNaOH中和後スラッジ槽的なもので脱水している。

No.9はAlの電解研磨等の工場で中和に多量のCa(OH)₂を用いている。

No.10は硬質Crメッキ専門工場、中和はNaOH、Ca(OH)₂を併用しており、スラッジ槽で脱水している。当試料は高分子凝集剤を用いているため、形成フロックが大きく脱水性もかなりよいが、さらに新聞紙上で約10分間脱水したため水分が80.4%と少ない。

以上のように生スラッジの大部分が水分であり、有用重金属類の回収および他産業への利用をはかるなどいかなる場合でもこの点が大きな問題であり、とくにスラッジ槽のごとく、重力による自然脱水では90%以上の水分を含むため、この点の改善が必要である。さらに高価な真空または加圧脱水機を用いることなく、いかに迅速にかつ経済的に水分を減すかが重要な課題となることが考えられる。

2. スラッジの加熱処理

加熱温度による生スラッジ中のCN⁻量の影響を表3に示す。No.1, No.8の両スラッジとも200°C, 30分の加熱では相当量のCN⁻が残っているが300°C以上では著しく減少している。ガス中のCN⁻はNo.1とNo.8では逆の傾向を示しているが量的には少ない。

表3 加熱温度の影響(単位 ppm)

試料	加熱温度 生スラッジ	加熱温度				
		200°C	300°C	400°C	500°C	600°C
No.1	ガス中 CN ⁻	18.5	4.9	3.5	2.1	1.0
	残 CN ⁻	47.4	0.9	なし	なし	なし
No.8	ガス中 CN ⁻	1.0	1.0	1.4	1.7	3.2
	残 CN ⁻	250.0	4.3	1.9	0.2	なし

表4 加熱時間の影響(単位 ppm)

試料	加熱時間	加熱時間				
		10min	20min	30min	60min	
No.1	400°C	ガス中 CN ⁻	0.26	1.58	3.50	0.15
		残 CN ⁻	1.10	0.94	なし	なし
	500°C	ガス中 CN ⁻	0.42	3.29	2.12	2.50
		残 CN ⁻	0.30	0.24	なし	なし
No.8	400°C	ガス中 CN ⁻	2.91	1.76	1.35	1.33
		残 CN ⁻	1.67	1.01	1.85	1.30
	500°C	ガス中 CN ⁻	1.95	2.61	1.66	2.36
		残 CN ⁻	0.40	0.29	0.15	なし

表5 加熱温度による溶出クロムの変化(単位 ppm)

試料	加熱温度		
	400°C	500°C	600°C
No.1	2.85	1.78	0.43
No.8	10.67	8.76	4.45

400°Cおよび500°Cにおける加熱時間の影響を表4に示す。一定の傾向はみられないがいずれも量的には少ない。また加熱処理による水溶性クロムの変化について検討した結果を表5に示す。本試料においては、高温ほど減少する傾向を示している。

3. スラッジ焼成試験

エレマ電気にて300°C/hの昇温速度で1200°Cでの焼成試験結果を表6に示す。この結果焼成棕色、溶剤としても特別有利な条件はないが、スラッジ廃棄処理方法としての焼成法は可能ではないかと思われる。なお、No.1, No.2, No.5, No.7, No.8の試料は、水分が多いため、熱風乾燥後の量が極めて少量となり、乾燥コストが大きいことがうかがえた。

表6 1200°C焼成後の試料状態

試料 No.	直径 (mm)	色調	焼き縮り状態	形 (容積)
No. 1	8	黒鉛色	小ヒビあり 焼結	小
No. 2	7.5	〃	〃	〃
No. 3	10	茶褐色	焼 固	原形に近い
No. 4	10	〃	〃	〃
No. 5	7	黒鉛色	酸性耐火物板上に接触している部分から溶解変形	極小
No. 6	7	〃	〃	〃
No. 7	8	〃	焼 結	小
No. 8		茶黒色	800°C で 溶解	ガラス状

* 直径12mmの試料の焼成後における直径を示す。

IV 結 言

スロッキ工場の廃水処理によって生じるスラッジ処理を行なうにあたり、予備知識を得るため、化学分析、加熱処理、焼成試験等を行ないつぎのような結果を得た。

1. 化学組成は、生産面の内容と廃水処理方式とくに中和剤、スラッジの脱水方式の影響が大きい。
2. スラッジ処理の問題点は高含水率にあることが考えられる。とくに自然脱水のみでは不十分であり、脱水設備および脱水方法の改善が必要である。
3. 脱水後のスラッジを経済的に乾燥するために他の廃熱の有効利用を考慮する必要がある。
4. スラッジの 500~600°C による加熱処理により CN^- はほとんど除去できる。
5. 空室関係への利用はとくに有利な条件はないがカルシウム含量が高い場合は比較的溶剤温度が高いのでスラッジ排出量の大きいものはさらに検討する必要がある。
6. 有用金属の回収等をはかる場合、現在のごとく多大の経費と時間をかけて、水酸化物とする方法を根本的に変更し、イオン交換法、各種濃縮法等の採用も考慮する必要がある。

化学的公害に関する研究 (第7報)

(メッキ排水の簡易シアン測定法について)

清水達磨, 下勝秋夫, 蒲原敏博

I 緒言

現在、排水中のシアン規制は毒劇物取締法(遊離シアン 2ppm)、水質保全法(全シアン 1ppm)、広島県公害防止条例(全シアン 1ppm)などによっており、全シアンの分析は JIS K 0102 工場排水分析方法(蒸留法)で行なう必要がある。この方法は、蒸留装置、光電比色計が必要であること、分析時間が長いことなどで、現場での排水処理技術の指導効果を迅速に判定することができず、指導効果の向上、能率化をはかるためのネックになっている。

これを解決するために、最近国産化されたシアンイオン活量測定電極とガラス電極 pH 計を組合せ、シアン電極の特性、シアン錯塩の分解方法(予備処理)、妨害物質の検討など二、三の実験を行った。

II 実験方法及び結果

1. シアン電極の特性

使用したシアン電極は、難溶性金属塩膜を感応素子とした市販品を用い、比較電極を飽和甘汞電極とし、測定液は一定条件で振拌しながら卓上型ガラス電極 pH 計で電位を測定した。

図1は、3本のシアン電極について、pCN⁻—電極電位(mV)の関係を示したもので、電極Cは勾配がわずかに小さく、電極A、Bも低濃度で多少のバラツキがみられるがいずれも直線性を示している。

図2は、NaOH濃度がCN⁻電極電位におよぼす影響を示したもので、相当の影響がみられる。この原因としては、NaOH試薬中の重金類類の影響とも考えられるのでpH調整、または予備処理に用いる試薬の不純物に注意する必要がある。図3は温度の影響を示す。

2. シアン錯塩の分解

シアンは、Cu, Ni, Feなど安定な錯化合物を形成し、これらは水溶液中でわずかしきCN⁻を解離しないため活量を測定する電極法では全シアン濃度を測定することができない。

JIS K 0102では、10% EDTA, H₃PO₄ 10mLを加

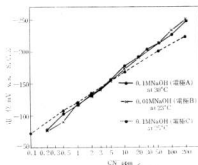


図1 CN⁻濃度と電位(mV)

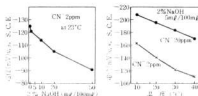


図2 NaOH濃度と電位 図3 温度と電位の関係の図

えpH 2.5以下として加熱蒸留する方法がとられている。ここでは、蒸留法と同じ試薬を用い、JIS K 0102 通気法に準じた装置を使用し試料水 100mLをとり、EDTA, H₃PO₄を添加後80~82°C、通気量 1ℓ/minで15分間通気した。

表1は、CN⁻および金属分ともに 30ppmとした試料をそのまま電極法でCN⁻を測定したもので、上記通気法および JIS K 0102 の蒸留法(全シアン)で予備処理後電極で測定した結果を示す。

通気法によっても蒸留法に近い値が得られるが、鉄錯塩については、CN⁻回収率が低く、今後さらに検討する必要がある。電極法に関しては、予備処理を行なうことにより、全シアンの測定が十分であることを示している。

表1 予備処理の影響 (CN⁻ ppm)

金属分	NaOH 濃度	予備処理せず		通気法		JIS K 0102 による蒸 留法	
		0.025	0.1M	0.1M	0.1M	0.1M	0.1M
K ⁺		20.0	20.0	20.0	—	20.0	—
Zn ²⁺		15.6	17.6	20.0	19.2	19.2	—
Cd ²⁺		16.8	17.6	17.0	19.2	19.2	—
Cu ²⁺		3.4	5.3	—	13.4	—	—
Ni ²⁺		0.2以下	0.3	19.2	19.2	—	—
Co ²⁺		0.1以下	0.8	0.4	3.5	—	—
Fe(CN) ₆ ⁴⁻		0.1以下	0.1以下	9.8	19.2	—	—
Fe ₄ (Fe(CN) ₆) ₃		—	0.1以下	10.6	19.2	—	—
Fe(CN) ₆ ³⁻		0.1以下	0.1以下	2.8	20.7	—	—
Fe ₃ (Fe(CN) ₆) ₂		—	0.1以下	9.0	20.0	—	—

3. 防害物質

現在、廃水中の CN⁻ 処理は、次亜塩素酸塩 (NaClO サラシ粉等) によるアルカリ塩素化法が一般的であり、この処理水には必然的に残留塩素が存在する、また廃水中に硫化物が存在することも多い。これらは電極法にかざらず CN⁻ 測定を妨害するため、あらかじめ NaHSO₃ または Na₂SO₃ および PbCO₃・Pb(OH)₂ で処理する必要がある。

図4は、これらの影響を示したもので、NaHSO₃ の存在で低い値となり、PbCO₃・Pb(OH)₂ はいちじるし

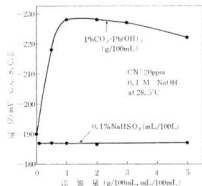


図4 電極法における NaHSO₃、PbCO₃・Pb(OH)₂ が電位に及ぼす影響

く高い値を示す。これの排除のため、硫化物除去後、蒸留などの操作を行う必要がある。

4. 実際の工場排水分析例

実際のメッキ工場排水を試料とし、直接シアン電極による CN⁻ 測定、EDTA、H₃PO₄ を用いる通気法、JIS K 0102 の蒸留法などによる CN⁻ 分析値を比較したものを表2に示す。実際の排水においても、蒸留操作を行えば電極法もかなり JIS K 0102 による分析結果に近い値が得られる。

表2 実際の工場排水分析例 (CN⁻ ppm)

No	メッキ工場	電 極 法	通気 処理後 電極法	蒸留後 電極法	蒸留後 ピリジン ピラゾロ ン法
1	Zn(パレル)Ni-Cr	6.2	4.5	—	46.2
2	全自動 Zn	0.1以下	0.2以下	—	2.47
3	Zn, Cu, Ni, Cr	〃	3.5	—	6.87
4	Zn, Ni, Cr	0.55	19.5	—	21.5
5	Zn	0.1以下	0.2以下	—	1.37
6	Zn(パレル)	〃	—	—	1.59
7	Zn(パレル)	〃	0.1以下	0.1以下	0.07
8	Zn(静止)	〃	0.2以下	1.65	1.66
9	Zn, Ni, Cr	〃	2.0	2.9	2.79
10	Zn, Ni, Cr	〃	0.3	0.6	0.82

■ 結 言

1. シアン微量測定電極は pCN⁻ 電位に直線性を有しているが、使用にあたっては温度の影響および pH 調整用の NaOH 添加量の影響を考慮する必要がある。

2. 廃水中の硫化物除去に用いる PbCO₃・Pb(OH)₂ が電極電位に及ぼす影響は大きい。

3. 電極法を用いる全 CN⁻ 測定は JIS K 0102 の蒸留操作後行えば、近似的な値を得ることができる。全シアンの簡易迅速測定における問題点は加熱蒸留操作の迅速化であり今後さらに検討を要する。

おわりに本実験に終始御協力戴いた近畿大学卒業生森本安整君に感謝いたします。

文 献

1) 浅野泰一：電気化学 37 (1969), 611

FRP の成形と物性に関する研究 (第6報)

ポリプロピレン繊維のFRPへの応用とその物性*

高崎宗利, 東 正十郎

I 緒 言

FRPの補強基材としては、ほとんどガラス繊維が用いられているが、合成繊維であるポリプロピレンおよびビニロンなどを使用した積層品、ブリマックス製品は高い耐衝撃性を有して軽量化および耐摩耗性の良好なことなど、特徴あるものが得られる¹⁾²⁾。しかし、合成繊維を補強基材とするFRPはガラス繊維を基材とするFRPにくらべ、弾性率が低く、引張強さおよび曲げ強さなど機械的性質がかなり劣るため構造材料としては不適である。ガラス繊維とポリプロピレン繊維の併用により両者の特徴が相乗的に発揮される結果³⁾からみて、ポリプロピレン繊維のFRPへの応用は製品性能の改良に興味あるものと考えられる。

筆者らは、前報³⁾に引き続き、ポリプロピレン繊維とガラス繊維との併用実験を進め、短期間であるが屋外曝露およびウェザーメータによる促進試験などを行ったので、その結果について報告する。

II 実験方法と試料

1. 3ply 積層試料の作成と試験

前報において、ガラス繊維およびポリプロピレン繊維のマット、ロービングクロス組合せの4plyについて検討したが、表1に示す基材構成による3plyの試料をハ

表1 3ply 積層試料の基材構成

No.	基 材 構 成	構 成 比 (W%)			厚 さ mm	比 重
		樹脂	ガラス	ポリプロ ピレン		
1	MRM	46.0	54.0	—	2.70	1.555
2	RMR	56.0	44.0	—	2.37	1.635
3	MMM	60.3	39.7	—	3.30	1.514
4	MmM	71.2	23.3	5.5	4.05	1.375
5	MCM	60.5	36.0	3.2	2.35	1.445
6	CmC	77.3	—	22.7	2.63	1.134
7	mCm	85.3	—	14.7	3.07	1.142
8	CMC	64.5	26.3	9.2	2.10	1.331

ンドレイアップにて積層した。

MおよびRはガラス繊維のマット 600g/m²、ロービングクロス 580g/m²を示し、mおよびcはポリプロピレン繊維のマット 300g/m²、クロス 100g/m²の使用であり、ポリエステル樹脂は一般成形用のものを用いた。

比重の測定は排水置換法により、物性試験は JIS K 6911 に準拠した。

2. 屋外曝露試料

ポリプロピレン繊維はマットとして PND-200、クロスは PC-130 を使用し、ガラス繊維は EMG-450 および EWR-580 を用いた。なお、繊維の数字は g/m² の単位重量を示すものである。

ポリプロピレン繊維とガラス繊維の併用実験として、表2の構成による 4ply の積層板 (100×500mm) をハンドレイアップにて成形した。

表2 屋外曝露試料の積層構成

No.	基 材 構 成
1	P(M+C+M+C)
2	GM+P(C+M+C)
3	PM+G(R+M+R)
4	GM+PC+G(M+R)
5	G(M+R+M+R)
6	P(M+C)+G(M+R)
7	G(M+R)+P(M+C)
8	PM+G(R+M)+PC
9	GM+P(C+M)GR

ただし、G:ガラス繊維 P:ポリプロピレン繊維
M:マット R:ロービングクロス
C:クロス

積層した試験板は曝露後の物性と比較するための未曝露試料分を残したのち、当场三階屋上において昼間太陽光線の照射を最大限に受けるように方位45度傾斜の位置

*1970年10月日本化学会中国四国支部20周年記念中国四国・九州支部合同大会に発表

で大気曝露(7月~9月)を行い、曝露1ヶ月および3ヶ月経過の物性について検討した。

なお、曝露後の物性検討の試験は曝露試験板から切削加工した試験片によって行った。また、表2の基材構成において、試験板の曝露は構成の左側から受け、曲げ試験およびアイソット衝撃試験は被曝露側から負荷を受けるように試験した。

3. ウェザーメータ照射試料

ウェザーメータ照射試験試料はマットのみの3plyとして、表3に示す構成によって積層試料の厚さをできるだけ均等に調整するため、樹脂および基材の構成比を考慮しながらハンドレイアップにて積層成形した。

ガラス繊維は600g/m² マットおよびポリプロピレンマット300g/m²、樹脂は一般成形用のものを使用した。

表3 ウェザーメータ照射促進試料の積層構成

No.	基材構成	構成比(W%)			厚さ mm	比重
		樹脂	ガラス	ポリプロピレン		
1	G(M,M,M)	74.2	25.8	—	5.50	1.378
2	GM,PM,GM	77.0	18.4	4.6	4.89	1.296
3	PM,GM,PM	80.2	9.9	9.9	5.09	1.216
4	P(M,M,M)	85.7	—	14.3	5.36	1.130

ただし、G：ガラス繊維、P：ポリプロピレン繊維

促進試験はカーボンアークウェザーメータを使用し、試験条件はスプレー18分/30分、最高温度72±2°C、アーク電圧120~145V、アーク電流15~18Aにて行い、100時間および200時間の照射試料について検討した。

4. ポリプロピレン繊維の湿酸処理

ポリプロピレン繊維の表面活性を期待すべく、つぎの処方による湿酸処理を施した。

湿酸処理処方

K ₂ Cr ₂ O ₇	75g	} 2時間浸漬 (25°C) — 水洗—常温乾燥
純水	120g	
濃硫酸(比重1.84)	1500g	

湿酸処理したポリプロピレン繊維は、表4に示す構成比の積層板をハンドレイアップ成形によって作成した。

表4 湿酸処理積層試料の構成比

No.	構成比(W%)			厚さ mm
	樹脂	ガラス	ポリプロピレン	
1	74.2	25.8	—	5.50
2	78.4	17.2	4.4	5.50
3	83.8	7.9	8.3	5.93
4	86.7	—	13.3	6.03

補強基材の構成はウェザーメータ照射試料と同様のもの、処理のないガラス繊維のみの構成のものはウェザーメータ照射試料を採用した。

■ 実験結果と考察

1. 3ply 積層試料の物性

No.1~No.8の組合せの物性を積層試料の比重から検討したものが、図1に示すもので、比重1.375以上のもの

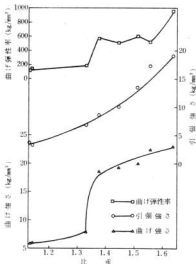


図1 3ply 組合せ積層板の比重と物性の関係

がガラス繊維の入ったもので、引張強度はガラス繊維に依存して、その種類、含量によって積層品の強度が顕著に表わされているが、曲げ強度および曲げ弾性率においてポリプロピレン繊維の1枚混入組合せのNo.4、No.5はガラス繊維のみのNo.1およびNo.3にくらべて良好な物性を与え、強度メリット σ_n/ρ 、 $\sqrt{\sigma_n}/\rho$ 、剛性メリット E/ρ 、 \sqrt{E}/ρ はガラス繊維のものに比し有利になっている。

図2によれば、ポリプロピレン繊維が表面部にある組合せは温度の影響を受ける。ガラス繊維の積層は鈴木⁴⁾の報告に一致して衝撃値は低温において高くなる傾向が認められたが、ポリプロピレン繊維の表面のものは温度の低下とともに衝撃値も低くなる傾向にある。

3plyの積層組合せにおいては、前報4ply積層実験の結果同様にポリプロピレン繊維をガラス繊維の中に組合せることが、曲げ強度および衝撃強度の関係からポリプロピレン繊維の靱性効果⁵⁾を生かすために有効と考え

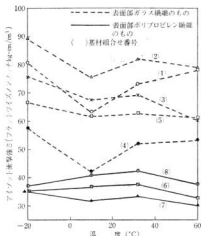


図2 3ply 組合せ積層板の温度特性

られる。

2. 屋外曝露の検討

実験No.1はポリプロピレン繊維のみのFRPであり、No.2, 3, 4はポリプロピレン繊維の枚数の変化、No.5はガラス繊維のみである。また、No.6~No.9はガラス繊維とポリプロピレン繊維をおのおの2枚ずつ併用して組合せを変化させて実験したものである。

屋外曝露1ヶ月および3ヶ月経過の諸物性について、図3, 4, 5, 6, 7に示す。

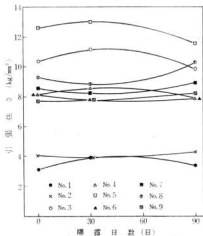


図3 屋外曝露と引張強さ

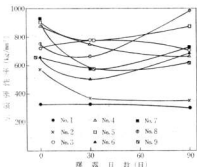


図4 屋外曝露と引張弾性率

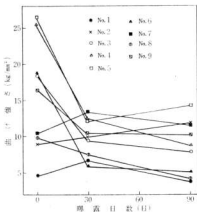


図5 屋外曝露と曲げ強さ

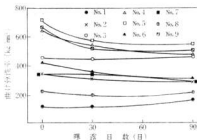


図6 屋外曝露と曲げ弾性率

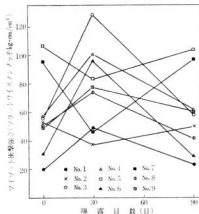


図7 屋外曝露とアイソット衝撃強さ

引張強さにおいて、ガラス繊維の強度に及ぼす影響は顕著であるが、屋外曝露による劣化はほとんど認められない。引張弾性率はガラス繊維の表面積層のものが優かであるが、ポリプロピレン繊維に比し低下の傾向が認められる。

曲げ強さにおいて、No. 3, 4, 5, 6, 8, 9, の組合せは3ヶ月経過にて40~70%の強度低下を認めるが、ポリプロピレン繊維の表面積層は強度低下が大きい。曲げ強さおよび曲げ弾性率ともにNo. 9の組合せは良好であり、曝露低下も少ない。ポリプロピレン繊維を表面積層とする組合せを除いて考慮した場合、図3, 4, 5, からガラス繊維基材の含量の高いものはポリプロピレン繊維の含量の高いものと比較して物性の低下は大きいと考えられる。

これらよりNo. 9の組合せのようなガラス繊維の中に厚さを付加する構成が曝露に対する抵抗性が大きく、また、軽構造メリットも高いといえる。

図7の衝撃強さにおいて、ポリプロピレン繊維の表面積層品は1ヶ月曝露により強度は向上し、ガラス繊維のものは低下の傾向にあるが、3ヶ月経過により両者ともに末曝露衝撃値にある。

曲げ強さおよび衝撃強さなど剛性メリットが曝露の初期において低下が著しいが、これは短期間の曝露により試験板の曝露面の薄層までの光の吸収であって、積層板の厚さ全体が均一な状態となり屋外曝露初期の表面層部分の影響を受ける強度低下、すなわち硬化の速度、使用する樹脂の耐候性および基材と樹脂との密着度などにより、試験時、片面負荷である曲げおよび衝撃試験において、その影響を受けると考えられ、3ヶ月経過後、そ

れらの物性が安定することから判断される。

いずれにしても、屋外曝露を受ける構造材は耐候性の良好な樹脂を使用することが、補強基材を生かすことになりポリプロピレン繊維の併用効果を大きくすると考えられる。

3. ウェザーメータ照射試料の物性

屋外曝露試験が3ヶ月間の短期間であったため、ウェザーメータによる促進試験を積層試料について200時間(一般的に屋外曝露の1ケ年に相当)照射した。その結果を図8, 9, 10, 11, 12に示す。

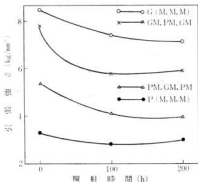


図8 ウェザーメータ照射と引張強さの変化

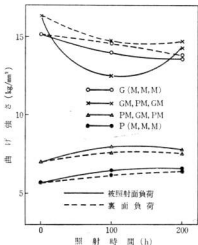


図9 ウェザーメータ照射時間と曲げ強さの変化

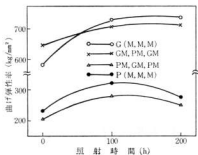


図10 ウェザーメータ照射時間と曲げ弾性率の変化

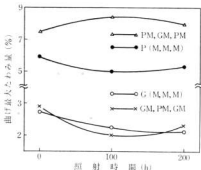


図11 ウェザーメータ照射時間とたわみ量の変化

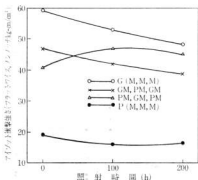


図12 ウェザーメータ照射時間とアイゾット衝撃強さの変化

引張強さはカーボンアークの吸収により、いずれも低下の傾向を示してあるが、図9において、ガラス繊維の表面のものはポリプロピレン繊維のものが増加の傾向にあるにもかかわらず低下している。すなわち、ガラス織

維の表面のものはカーボンアークの吸収の吸収の少ない裏面に比較して理性が低いことからカーボンアークの吸収によりガラス繊維は低下の傾向にあることを示している。

また、曲げ弾性率は曲げ強さの逆にガラス繊維の表面のものが増加の傾向にあるが、これは図11に示されるように曲げ最大たわみがカーボンアークの吸収によってガラス繊維のものはポリプロピレン繊維に比し本来低いにもかかわらず低下の傾向にあるため、たわみ量の低下と共に剛性の増加になっていると考えられる。

図12に示されるように片面負荷を受ける場合、曲げ強さ同様ガラス繊維のものはポリプロピレン繊維のものに比し低下の傾向は大きい。ガラス繊維の中にはさんだ No. 3 は曲げ弾性率が低く、曲げ最大たわみ量が大きいことから高い衝撃吸収を示している。

カーボンアーク促進試験においては、屋外曝露との相関性はないことが、ガラス繊維とポリプロピレン繊維の併用の場合いえる。すなわち、屋外曝露の場合、短期間ではあるがポリプロピレン繊維の表面は物性低下がガラス繊維のものに比し大きい、カーボンアークによる促進においてはガラス繊維の低下が大きい。

なお、この組合せ積層板の末照射試料の比重からみた物性を考慮すれば、(図13)、ガラス繊維のみの No. 1 に対して No. 2 は剛性メリットが高いことが認められる。また、引張強さ σ_B と比重 ρ との比 σ_B/ρ においても No. 2 は No. 1 と強度メリットは大差なく No. 2 は構造材料としての適性が高いといえる。マット 3ply によるガラス繊維とポリプロピレン繊維の併用においても、ポリプロピレン繊維をガラス繊維の中間に使用することが軽量化とともに良好な物性の期待ができる。

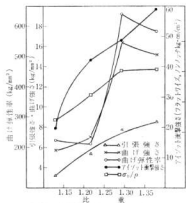


図13 末照射試料の比重と物性の関係

4. ポリプロピレン繊維の混酸処理物性

複合材料であるFRPのマトリックスと補強基材の密着性向上を考慮してポリオレフィンの表面接着処理法⁵⁾である混酸処理を施して積層板をハンドレイアップにて成形し表5の結果を得た。なお、筆者らが本実験に使用したポリプロピレン繊維はFRPの基材として市販されているが表面処理はなされていない。

表5 ポリプロピレン繊維の混酸処理積層板の物性

No.	引張強さ kg/mm ²	曲げ強さ kg/mm ²	曲げ弾性率 kg/mm ²	曲げ最大たわみ率 %	フィッポット kg-cm/cd	
1	8.68	15.17	583	2.81	59.0	
2	未処理	7.77	16.35	644	2.84	47.5
	処理	6.84	15.10	645	2.83	32.9
3	未処理	5.40	6.99	212	7.55	41.7
	処理	5.14	6.51	211	4.81	28.5
4	未処理	3.26	5.70	222	5.99	19.6
	処理	3.36	6.33	209	6.69	11.2

混酸処理によりポリプロピレン繊維とマトリックスとの密着度の向上を期待したが良好な結果は得られなかった。ポリプロピレン繊維のみの No. 4 において、引張強さ、曲げ強さの若干の増加を認めたが、曲げ最大たわみの増加とともに曲げ弾性率の低下がみられる。No. 3 の曲げ最大たわみ量の低下の大きいことは中間挿入のガラス繊維の低いたわみに影響されてポリプロピレン繊維の特徴である伸びを失ったと考えられる。ポリプロピレン繊維を混酸処理することによって No. 3 のように曲げたわみ量がガラス繊維に影響されることは試験時の負荷に対してポリプロピレン繊維がガラス繊維のたわみに近い挙動を示していると考えられ、No. 2 のようにガラス繊維の比率の高い場合はほとんどガラス繊維の性質に依存している。

ポリプロピレン繊維の混酸処理にあたって、浸漬時間 1, 2, 3 および 2 時間の処理のものについて繊維の表面活性を 400 倍率にて観察したが未処理のものとはほとんど変化が認められなかった。

ポリオレフィンの表面処理として ASTM⁶⁾ では混酸に少なくとも 1 時間浸漬するとあり、筆者らは積層用として 2 時間浸漬を行った。

また、No. 4 のポリプロピレン繊維のみの FRP の場合引張試験時の伸びが無処理 (3.66%) に比べ 8.1%、曲げ試験時のたわみ量が約 10% 増加しており、写真 1 に示す引張試験片の破断時の平行部は伸びの増加によって無数の亀裂が観察される。混酸処理の結果、ポリプロ

ピレン繊維のみの場合は僅かな効果があるが、ガラス繊維との併用の場合は処理効果の期待がほとんどできない。

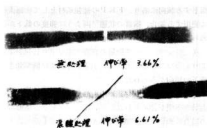


写真1 ポリプロピレンFRPの引張破断状態

なお、混酸処理によるポリプロピレン繊維の成形性として未処理のものとポリエステル樹脂の含浸を比較した結果、図14に示すように10%程度の含浸差を認めた。

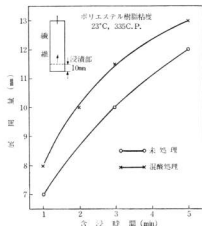


図14 ポリプロピレン繊維の樹脂含浸度

1 結 言

比重の小さいポリプロピレン繊維 (比重0.91~0.93) をFRPの補強基材として応用する実験の結果、つぎの所見を得た。

1 3plyの積層板においても、前報 4ply 同様に軽量化とともに曲げ剛性の期待が大きく、ガラス繊維の中にポリプロピレン繊維をはさむ組合せが効果的である。

2 ポリプロピレン繊維によるFRP、特に表面部に

ポリプロピレン繊維の場合は低温に対する温度影響を受けて耐衝撃性が低下する傾向にある。

3 屋外曝露に対しポリプロピレン繊維は強度がやや低下する傾向にあり、FRPの補強材材として曝露表面に使用する場合、繊維の状態⁷⁾同様に強度の低下が認められた。

4 ウェザーメータ照射の影響はポリプロピレン繊維よりもガラス繊維が大きく、引張強さおよび衝撃強さに低下の傾向がみられた。

5 ポリプロピレン繊維の脱酸処理を施した積層板は顕著な効果が認められないが、ポリプロピレン繊維のみの場合において伸び率の増加がみられる。しかし、ガラス繊維との併用は脱酸処理によってガラス繊維の性質に左右されることが認められた。また、処理することによりポリエステル樹脂の含浸は良好となり成形性は若干向上する。

6 マットおよびクロス 3ply、マットのみの 3ply

の積層組合せにおいて、ガラス繊維の中間にポリプロピレンを構成とする組合せは耐候性の低下も少なく、剛性および強度メリットの大きいことを認めた。

終りにあたり試料の提供をいただいた三菱レイヨン(株)、互栄商事(株)および近畿大学卒業生長迫克之、宮原義幸、登喜義郎、藤井隆の諸君の協力に謝意を表します。

文 献

- 1) 三菱レイヨン特: 強化プラスチック 1 (1970), 52
- 2) 竹内: ibid, 2 (1967), 74
- 3) 高崎, 東: 本報告, 12 (1969), 33
- 4) 鈴木: 強化プラスチック 1 (1957)
- 5) 永田: 工業材料 9 (1967), 162
- 6) ASTM D-2093-63T: Preparation of surfaces of plastics prior to adhesive bonding
- 7) 日本化学繊維協会: 工業材料 12 (1963), 66

石油化学副品に関する研究 (第10報)

アタクチックポリプロピレンに関する研究 (その2)

関 守 雄, 東 正 十 郎

I 緒 言

ポリプロピレン (以下 P P と略す) は昭和44年, 42万トンとプラスチック中, 最も高い伸長率で生産されている。しかし P P は製造時, 非晶質なアタクチックポリプロピレン (以下 A P P と略す) が 5~10% 混生する。近年生産量の増大に伴い, 産業廃棄物の有効利用などの問題化により, その有効用途の開発が急がれている。

広島県西部の P P メーカーは A P P を 200°C における粘度により低粘度品, 中粘度品 (500~1500 センチポイズ), 高粘度品と類別し, 用途は鋸屑と練合せて風呂燃料ワックス代用品, アスファルト代用品など, バインダーとして利用されている。しかしこれらも加工性, 粘着性から一般に低粘度品が好まれるのに対し, A P P の大部分が, 中, 高粘度品であるため, 一部が未利用で累積する傾向にある。

そこで筆者らも有効用途開発のためいくぶんの実験を行なったので, つぎに報告する。

II 試料と実験方法

1. 極限粘度, 分子量の測定

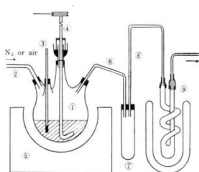
M社中粘度品 A P P を試料としてソックスレー抽出器を用い, 図1のように分別し, ウェッペローデ粘度計により 135°C, テトラリン溶液 (0.5g~2gr/dl) の極限粘度を測定し, 分子量を算出した。



図1 A P P の抽出分別

2. 熱分解実験 (1)

100ml 四つ口フラスコに試料 20gr を秤量し, 図2のように装置を組立てる。加熱開始と共にキャリアーガスとして空素または空気を 100ml/min の割合で流し, 試料が溶融してから攪拌 (100 r. p. m) する。分解温度に達してから所定時間その温度に保つ。分解後試料の分解率, 分解生成物, 分解残物の分析を行なった。



- ① 四つ口フラスコ
- ② キャリヤーガス導入管
- ③ 温度計
- ④ 攪拌器
- ⑤ マッフル炉
- ⑥ 分解生成物導出管
- ⑦ 凝縮器(1)
- ⑧ 空気冷却用ガス管
- ⑨ 凝縮器(2)

図2 熱分解装置

3. 熱分解実験 (2)

ガスクロマトグラフ用熱分解装置を用い, 試料をヘリウムガス中で15秒間分解し, 分解ガスの成分分析を行なった。

4. 平均分子量

実験(1)の凝縮器 (図2, ⑦) に捕集した熱分解生成物を, JIS-K0070 に準拠してヨウ素価を測定し, 1分子中に1個の二重結合があるとして次式¹⁾より平均分子量を求めた。

$$M_n = \frac{253.8 \times 100}{a} \quad M_n: \text{数平均分子量}$$

a: ヨウ素価

5. 赤外線吸収スペクトル

熱分解実験(1)で得た、分解生成物、分解残留物を日立 EPI-G3 を用い、ヌリツケ法 (KBr) で測定した。

■ 実験結果と考察

1. 極限粘度、分子量

表 1 よりソックスレーを用いての抽出分別は抽出温度が低いため n-ヘプタン抽出分別物が Natta の沸騰抽出による文献値²⁾より低くなったと考えられる。

2. 熱分解実験 (1)

A P P は熱分解により表 2 のように分子量の低下を起

表 1 極限粘度と分子量

	極限粘度 (η)	分子量 (M)
アセトン可溶分	(0.020)	(600)
エーテル可溶分	(0.252) 0.251	(14,500) 14,000
n-ヘプタン可溶分	(0.457) 0.331	(32,000) 23,000
n-ヘプタン不溶分	(0.750) 0.597	(47,000) 35,000

() は文献値

表 2 A P P 熱分解 (1) 結果

試料	分解温度 °C	分解時間 h	分解率 %	抽出分別				
				アセトン可 溶分 %	エーテル可 溶分 %	n-ヘプリン可 溶分 %	n-ヘプタン不 溶分 %	
A P P				7	65	16.5	11.5	
				mlp °C	48~55	121~125	166~170	
キャリヤー ガス	空	250	24	10	2.5	65.5	20.5	11.5
		300	24	15	4	73.5	16.5	6
	325	24	30	14	68	13.5	4.5	
	350	24	50	28	65	7	0	
	370	24	82.5	32.5	64	3.5	0	
	空 気	250	24	25	42.5	53.5	3.5	0.5
300		7	35	32.5	61	6.5	0	

す。その傾向は高温ほど強く、不活性ガス中よりも空気中のほうが強い。窒素熱分解生成物中、凝縮器(1)捕集物は比重0.71~0.75の淡黄色液体で、捕集率は分解率の60~80%でガスクロマトグラフ(SE-52, 3m, 50~250°C, 6°C/min)の分析では灯-軽油分に相当し、成分ピーク数は70以上で、分解温度が高くなるほど、無色化し低分子量成分が多くなる傾向にある。そしてこの分解生成油は A P P をよく膨潤溶解するので、A P P の溶媒となり、A P P を低粘度化することができる。

-20°C の凝縮器(2)には分解率の2割ほどのガソリン留分に相当する無色透明の液体を捕集した。

空気熱分解の残留物は黒色で、分解温度が高くなると炭化を起す。その分解生成物は水分を多量に含む黄色の強い液体で、水分中より辛酸、酢酸、銀鏡反応よりアルデヒドを確認した。

3. 熱分解実験 (2)

表 3 より高温ほど脱水素反応が激しく、また、炭素の残留が認められた。600°C 以下ではモノマープロピレンの生成は認められなかった。また、600°C においてプロ

ピレン17%の生成は1プロピレン製造原料として再利用され得ると思われる。

表 3 A P P 熱分解(2)ガス組成

成分 vol % 温度°C	水素	メタン	プロピレン	ブテン-1 イソブレン
600	57	19	17	6
800	87	9	3	1
1,000	94	5	1	trace

ガスクロマトグラフ
Model: 島津 GC-1C
カラム: 島津 L P G 専用カラム
カラム温度: 室温
デテクター温度: 50°C
キャリヤーガス: ヘリウム
* 流量: 40ml/min

4. 平均分子量

窒素中熱分解生成物の平均分子量は表 4 にみるように分解温度が高くなるほど低くなる傾向にある。

表4 熱分解生成物の平均分子量

分解温度 °C	300	325	350	370	400
ヨウ素価	51.6	62.9	82.5	91.2	113
平均分子量	492	404	308	278	225

5. 赤外線吸収スペクトル

PPの赤外線吸収スペクトルは、 998cm^{-1} 、 974cm^{-1} 、 841cm^{-1} の吸収帯が特長で、 998cm^{-1} は立体規則性、結晶化度²⁾を、 888cm^{-1} は末端基二重結合¹⁾を示している。これら吸収帯の特長は図3、スペクトル(2)、(3)、

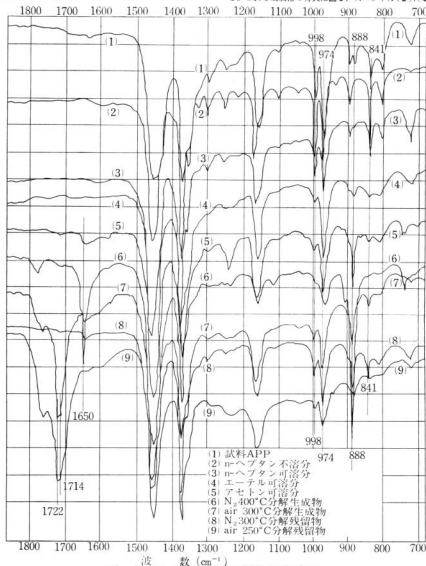


図3 アタクチックポリプロピレンの赤外線吸収スペクトル

(4), (5)の抽出分別物間によく現われている。APPは窒素中で熱分解すると、分解温度250°Cでは残留物はスペクトル(1)試料APPと類似しているが、300°Cでは(8)のように(5)のアセトン可溶分に、分解温度、分解率が高くなるほど 888cm^{-1} 吸収帯が強くなる。これは表2より、アセトン可溶分の増加と、その分子量が試料のアセトン可溶分より低下したためと考えられる。窒素中熱分解生成物、凝縮器(1)の捕集物はスペクトル(6)のように $888, 1650\text{cm}^{-1}$ の末端二重結合の吸収が非常に強く現われる。これはアセトン可溶分の平均分子量600~700に対し、窒素熱分解生成物は表4の如く、400°Cでは平均分子量224と低いオレフィン油になっているためと考えられる。

空気熱分解生成物および残留物はスペクトル(7), (9)のごとく 888cm^{-1} の末端二重結合の吸収よりも、 $1714\text{cm}^{-1}, 1722\text{cm}^{-1}$ にC=O, C-Oによる強い吸収をもっている。これは空気熱分解生成物中に水、カルボン酸、アルデヒドが含まれることより、空気熱分解は窒素熱分解が熱的分子切断による二重結合の生成に対し、酸素による酸化分解反応であるといえる。

IV 結 言

1. ソックスレー抽出器でのn-ブタン抽出はAPP中のアイソタクチック分を完全に分別できない。
2. APPは不活性ガス中、600°C以下で熱分解すると、常温で液体のオレフィン油が得られる。
3. このオレフィン油はAPPをよく溶解するので、APPの軟化剤として、APPを低粘度化できる。
4. APPは不活性ガス中600°C以上で熱分解すると水素、メタン、プロピレンが得られる。
5. APPは空気中で熱分解すると、酸素により酸化分解し、その分子切断効果は不活性ガスより強い。おわりに本研究に協力いただいた、三井東圧化学機大竹工業所、近畿大学生、渡辺、藤井、宮原の諸君にお礼を申し上げます。

文 献

- 1) 小方, 松山: 工化, **71** (1968) 1050
- 2) 中井, 多田: ラバーダイジェスト, **6** (1967) 2
- 3) 神原, 藤: 高分子ハンドブック, 朝倉書店, (1967), 516

光照射による南洋材成分の変化

東 正 十 郎, 清 水 加 津 子

【 経 言 】

内地材の不足、高価からコンクリート用木製パネルに安価な輸入南洋材の利用がはかられつつあるが、光線暴露部でコンクリート硬化不良の欠陥が生ずる。これは木材表層に存在する物質に起因するもので、Sandermann¹⁾、²⁾は木材中水溶性成分が阻害を起こすとし、さらに糖類、多価アルコール、オキシ酸及びフェノール類などについて硬化阻害作用を認めている。また鈴木³⁾も同様に糖類、多糖類、糖アルコール、高分子酸やオキシ酸などが阻害原因物質であることを指摘している。

硬化不良の程度は樹種によっても大差があり、近藤⁴⁾は約40種類の木材について硬化不良の比較を行ない、南洋材がかなりコンクリート硬化を阻害することを認めている。筆者らは輸入南洋材（ニュージランドパイン）のコンクリートパネルへの利用について硬化阻害物質を解明し、その除去法を究明するため、光照射（太陽光、紫外線）前後の木材表層成分（主として樹脂分、糖分、アルカリ可溶分）の分析などを行ない、二、三の知見を得たので、つぎに報告する。

【 試料と実験方法 】

1. 試料

供試南洋材（ニュージランドパイン）は製材直後の光照射を受けていないものを用いた。その心材および辺材を110×250×18mmの大きさに切り、当场3階屋上に南面45°に傾斜して建てかけ、1週間～2ヶ月間太陽光照射を行った後、その表層を約1.5～2.0mm深さまで木工ヤスリで削り取った木粉中35～65メッシュのものを分析試料とした。また紫外線照射の試料は木材全体を木工ヤスリで細粉にし、よく混合したものを蓋なしシャーレに薄く入れ、紫外線ランプ（東芝GT-1010NB type、波長2537Å、10W 1灯）直下15cmの位置で2時間～8日間照射し成分分析に供した。

2. 木材成分分析法

(1) 樹脂分……乾燥木粉約5gをエタノール：ベンゼン（1：2）で6時間抽出、溶剤留去後、樹脂分を算出した。

(2) 温湯抽出物……木粉約2gに蒸留水100mLを加え、3時間煮沸後、1G3ガラスフィルターで濾過、温湯洗浄、残渣を105°Cで恒量まで乾燥、絶乾重量の減量から求めた。

(3) アルカリ抽出物……木粉約2gに0.5%または2.0% NaOH溶液200mLを加え、30～40分室温放置後、1G3ガラスフィルターで濾過、十分水洗し、残渣を105°Cで恒量まで乾燥、絶乾重量の減量から算出した。

(4) 糖分（ビクリン酸法による）……木粉約1.5gを蒸留水150mLと共に3hrs煮沸濾過し、1G3フィルターで濾過、濾液を100mLに濃縮し、その10mLに水和ビクリン酸液10mL、20%炭酸ナトリウム液5mLを加え、30分間沸騰水浴中で加熱後、ただちに冷却、50mLとし、530mμでの吸光度を測定して糖量を求めた。

【 実験結果と考察 】

1. 繊維素成分の変化

常法により全繊維素、ホロセルローズ、α, β, γセルローズの定量を行なったが、3週間日光照射したもののそれらは無照射のものと同様で、心材、辺材ともに大差が認められなかった。

2. 日光照射による樹脂分の変化

照射前の心材部の樹脂分は2.4%、辺材部のそれは1.1%で、心材部が辺材部の2倍以上の樹脂分を含有していた。

これを1～3週間日光照射した結果、図1に示すごとく心材部のそれは漸次増加したが、反対に辺材部では殆んど含有量の変化が認められなかった。

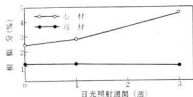


図1 日光照射による樹脂分の変化

心材部に光作用を受けて樹脂分化する不安定成分の存在が考えられる。

3. 糖分の変化

日光及び紫外線照射を行なった結果、糖分の増加が共に認められ、とくに前者の場合その増加率が高かった。

(1) 日照射の場合

照射前の糖分は心材部で1.8%、辺材部で1.4%であったが、60日照射後ではおのおの、5.2%および4.2%と心材部での含有量が若干多かった。

その増加の様子を図2に示す。

Béclik ら⁹⁾が指摘した如く低重合度繊維素分が充分分解を受けて、構成糖が分離したか、またはさらに⁹⁾が述べたようにヘミセルロース分が充分分解してキシロース、アラビノース、アルドピロロン酸などが単離したためなどによって糖分が増加したものと考えられる。この単糖にまで充分分解されたものがセメントの硬化不良に影響することが大であろう。

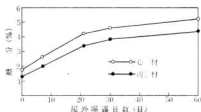


図2 日照射による糖分の増加

(2) 紫外線照射の場合

図3に示すごとく日照射に比し、紫外線の照射時間が短かったためあって前者の場合よりも糖分の増加は少ない結果を得たが、前者同様心材部での糖分の増加率が辺材部よりも大であった。

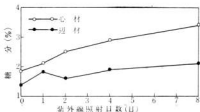


図3 紫外線照射による糖分の増加

4. 温水抽出物の変化

日光および紫外線照射による温水抽出物の増加結果を

図4および図5に示す。

(1) 日照射の場合

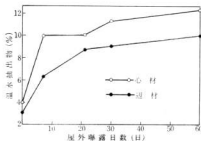


図4 日照射による温水抽出物の増加

(2) 紫外線照射の場合

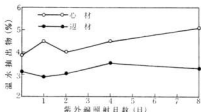


図5 紫外線照射による温水抽出物の増加

温水抽出物は日照射、紫外線照射ともに糖分量の約2倍量で、照射時間と共に漸増している。このことは照射により糖分以外の成分の増加も考えられる。

5. アルカリ抽出物の変化

0.5および2.0%NaOH液による室温抽出物の量も照射時間の増加に比例して増加したが、とくに日照射の場合その増加率が大であった。

(1) 日照射の場合

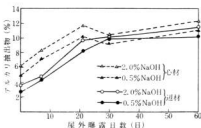


図6 日照射によるアルカリ抽出物の増加

図6から明らかなように、NaOH0.5%と2.0%の濃度差による抽出量の差は余り大きくなかった。わずかに後者が多い程度であった。アルカリ抽出後の残存糖分量を定量化した結果は日光照射試料で平均0.6%、紫外線照射のそれは0.8%で、前者の場合60日照射分の糖分が心材で3.8%、辺材で3.2%であったことからしても、稀アルカリ洗浄により大部分の糖分を除去することが可能であることを認めた。

(2) 紫外線照射の場合

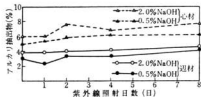


図7 紫外線照射によるアルカリ抽出物の増加

6. リグニン塗布木材片上でのセメント硬化状態

リグニンとして SP 粉末リグニン、山陽パルプ製 No. 501、糖含有量7%を用い、糖分がセメント硬化におよぼす影響を試験した。このリグニンは糖分を多く含むため未照射木片に対して硬化不良が予想される。

SP リグニンの10~30% 溶液を木片上に塗布乾燥し、紫外線ランプ1週間照射後セメントモルタルを流しこみ、2日間養生後、セメントの硬化状態を調べた。

リグニン未塗布部分のセメントモルタル接触面は表面より0.5~1.5mm 深さまで硬化不良であったが、リグニン塗布部分の接触面は2.5~3.5mm 深さまで著しい硬化不良を起していた。リグニン液塗布によるセメントモルタルのひどい硬化阻害はその含有糖分の多いことに起因するものと考えられる。

IV 結 言

ニュージーランドパインを実験試料とし、照射による成分の変化などを実験した結果、つぎの結論を得た。

1. 照射によって樹脂分、糖分の増加が起るが、特に辺材部より心材部にその傾向が大きい。
2. 照射により温水抽出物、アルカリ抽出物も増加する。日光照射の場合は照射の影響のみでなく熱による γ 抵抗性の低いヘミセルロースなどの分解もあって考えられる。
3. 0.5%程度の稀アルカリによって生成糖分はかなり減少せしめることが可能で、硬化阻害成分として考えられる糖分の除去には稀アルカリ処理が有効であろう。
4. 糖分を多く含むリグニン液を塗布した木片は著しいセメントモルタルの硬化不良をきたした。

本実験のため木材及び資料の提供を戴いた鹿島建設、および実験に協力した近畿大学卒業学生小川敏明君に感謝する。

文 献

- 1) W. Sandermann, U. Dehn: Holz als Roh- u. Werkstoff, **9** (1951), 97
- 2) W. Sandermann, M. Brendel: *ibid.* **14**, (1956), 307
- 3) 鈴木、西: セメント技術年報 (1959), 160
- 4) 近藤、宮本: 建築技術 **117** (1961), 38
- 5) A. Béclik, T. K. Hamilton: Papier, **13** (1959), 77, J. Org. Chem., **26** (1961), 5074
- 6) 浜、善本、南: 第15回日本木材学会大会研究発表要旨 (1965)
- 7) 南、河村: 日本林学会誌, **40** (1958), 33

大気汚染・悪臭防除技術の研究 (第1報)

ゼオライトによる各種有害ガスの吸脱着に関する研究 (その1)

好 満 芳 邦, 永 富 精

1 緒 言

技術革新時代といわれる現代において、その規模、多様性においてめざましく発展する諸工業の主要工程および副次工程に応用される吸着技術は、急速に進展し重要な単位操作として成長しつつある。

吸着剤、吸着技術に関しては、環境衛生面ならびに産業公害防止面においても数多くの研究がなされ、有用な単位操作として認められてきている。

筆者らは、こうした吸着操作による有害ガスの処理に使用される吸着剤として、古くから特異な吸着特性と大きな陽イオン交換能をもつて注目されてきた天然産のゼオライトを、それが安価で比較的大量に産出されるということからこの研究にとりあげた。最近、Linde社の合成ゼオライト、いわゆるモレキュラーシーブ(分子ふるい)の開発によって、ゼオライトは再び世の注目をあつめているが、筆者らは、各種の有害ガスを除去して大気汚染の防除のため有効な吸着剤として、まず、家畜飼育用すなわち飼料添加剤・脱臭剤、あるいは農薬用土壌改良剤、工業用水処理剤等として市販されているゼオライト-S(商品名、粒度:28メッシュ~35メッシュ)について、その結晶学的構造、物理的性質および吸着性能等に関する予備的実験を行なった。その結果、いくぶんの知見を得たので報告する。

II 実験方法と試料

1. 試 料

S社から商品名ゼオライト-Sとして市販されているものを試料とした。これは、秋田県山本郡二ツ井町切石産出の二ツ井ゼオライト(サン・ゼオライト工業特許)と呼ばれるものである。この試料は青味がかった白色を呈し、粉砕・整粒によって粒度は各種のものが得られるが、市販品は粒度28~250メッシュの間にあるものである。

2. 実験方法

(1) 構造および物性に関する検討

ゼオライトは、鉱物学上はテクト珪酸塩に属する含水

鉱物で、Na, Caなどのアルカリまたはアルカリ土類元素を含有するアルミノ珪酸塩でフッ石水と呼ばれる結晶水を有し、その種類が多く結晶構造も複雑である。二ツ井ゼオライトの構造、物性を明らかにするため、X線回折、加熱変化、破砕性等に着目して下記の実験を行なった。

(a) X線回折分析による検討

本研究の実験に使用した二ツ井ゼオライトの鉱物種を明確にするため、X線回折装置(東芝製ADG-101型)を用いて分析を行なった。試料は、粒度65メッシュのものをめう乳鉢で粉砕して250メッシュ以下の微粉末として実験した。

X線回折分析の記録条件は、下記のとおりである。

X線出力	Cu K α (Ni フィルター使用)
	管電圧、電流: 35kV, 12mA
スリット	S ₁ : 1°, S ₂ : 0.2mm, S ₃ : 1°
GM管走査速度	1°(30)/min.
時 定 数	1sec.

なお、65メッシュの試料を600°C, 1hr. 加熱処理したものについても、250メッシュ以下の粉末として同一条件で回折記録した。

(b) 熱的性質に関する検討

試料の熱的性質を明らかにするため、示差熱分析装置(島津製, D T-2 A型)、熱天秤(同付属装置)を用いて分析を行なった。記録条件は下記のとおりである。

(示差熱分析)

試 料 量	0.702 g
中性物質	α -Al ₂ O ₃
雰 囲 気	大気中
感 度	±50 μ V
チャートスピード	125mm/hr.
加熱速度	10°C/min.
試料容器	pt
(熱 天 秤)	
粒 度	250メッシュ以下
雰 囲 気	大気中
昇温速度	5°C/min.

(c) ポットミルによる破砕性の検討

フルイ分けにより粒度28メッシュにそろえた試料をそのまま200gとリポットミルにかけたものと、600°C、1時間処理したものを同様にポットミルにかけたものを経時による破砕量により硬度を比較した。さらに、600°Cで処理した試料もボールミルにかけ、その破砕性を検討した。いずれもポットミルの回転数は、60 r.p.m.である。

(2) ガス吸着に関する実験

(a) 各種ガスの吸着量の検討

ゼオライトがいかなるガスをよく吸着するかといった点について検討するため、図1に示したaおよびbの実験装置^{27,28)}を用いて吸着テストを行なった。なお、対象としたガスは亜硫酸ガス、アンモニアガス、ホルムアルデヒド、硫化水素および酢酸蒸気の5種類であり、ガス発生法ならびにインジケーターについては表1に示すとおりである。

(b) 亜硫酸ガスによる、粒度の異なるゼオライトとガス吸着炭との比較実験

上記5種類の中でただ一つ100%ガスである亜硫酸ガ

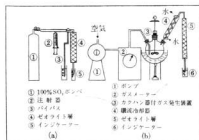


図1 吸着実験装置

スをとりあげ、ゼオライト（粒度35メッシュ以上、35～200メッシュ、200メッシュ以下の3種）と同一試料を600°C、1hr処理したものについて、図1aの装置を用いて、活性炭(豆つぶ大)との比較を行なった。また、200メッシュ以下に破砕したゼオライトおよび活性炭の見かけ単位体積を比重ビンを用いて測ったものについて見かけ単位体積当りの吸着量の比較を行なった。(ガス温度は30°C)

(c) 亜硫酸ガスの濃度変化による吸着量変化の測定等温等圧吸着においてガス濃度が吸着剤におよぼす影響を検討する目的で下記の実験を行なった。

内容量既知のL試薬ビンを用いて図2に示す実験装置を作成し、排気管Aのコックを開いて真空ポンプを用い容器内の空気を吸引し去り同コックを閉じる。亜硫酸ガスボンベから一定量の亜硫酸ガスを注射器を用いて取り出し、注入管Bに注射器を連結したのもコックを開いて容器内にガスを注入する。さらに、空気を大気圧まで吹き込んだ後、コックを閉じて振り混ぜ、よく洗浄し乾燥した注射器を用いてその30mlを注入管のコックを開いて採取し3%過酸化水素水を反応液として用い吸収させた後、排気管Aのコックを開いてゼオライトの適量(3.0～0.5g)をロートを用いて容器内に導入しコックを閉じ

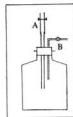


図2 混合気調製器

振り混ぜる。20分開放置後、排気管のコックを開きすばやく閉じた後、5分開放置し、注射器を用いて同様にガス採取を行ない、吸着前後の吸収液についてアルセナノⅡ法により分析し亜硫酸ガス吸着量を求めた。

(d) 吸着層温度変化による吸着量変化の検討

ゼオライトによる亜硫酸ガス吸

表1 各種ガス発生法ならびに吸着量測定結果

対象ガス	ガス発生法	インジケーター	吸着熱	吸着量 ml/g
SO ₂	市販100%ポンプ	メチルオレンジ/H ₂ O ₂	++	45
NH ₃	(1:1)アンモニア水	チモールブルー	+++	109
CH ₃ COOH	5%酢酸水溶液	メチルオレンジ	感じない	536
HCHO	5%ホルマリン	過マンガン酸カリウム	+++	92
H ₂ S	H ₂ S飽和水溶液	5%酢酸カドミウム	感じない	6

但し、吸着熱の項 ++:吸着管に手を触れてあつく感じる。 } 状態
+++ :吸着管に手を触れておれない。

尚、SO₂ガスを除いて、通気ガス速度は0.3ℓ/Mである。

着が温度変化の影響をどのようにけるかについて、図1aの装置に水浴を取りつけたものを用いて吸着実験を行なった。

(e) 脱着実験

亜硫酸ガスを飽和吸着させたゼオライト層から空気洗浄によってどの程度脱着可能であるかを知るために下記条件により脱着実験を行なった。

試料 600°C焼成ゼオライトを $100 \pm 5^\circ\text{C}$ 2hrs 乾燥したもの

粒度 35メッシュ 試料量 17g

飽和吸着量 500mf(at 20°C) 通気ガス 室内空気

通気ガス温度 20°C, 150°C 通気速度 1.0L/min.

なお、150°Cにて脱着したのものについて再吸着量の測定を行なった。

■ 実験結果と考察

1. 構造および物性に関する実験結果と考察

(1) ニフ井ゼオライトについてのX線回折分析結果を表2および図3に示す。同試料の結晶構造は、表2に付記した輝フッ石 ($\text{Ca}(\text{Al}_2\text{Si}_7\text{O}_{18}) \cdot 6\text{H}_2\text{O}$ の ASTM カードのデータ) のX線回折分析値、すなわち、面間隔

表2 ニフ井ゼオライトのX線回折分析結果

原試料(図3参照)		600°C, 1h加熱		輝フッ石	
d(Å)	I/I ₁	d(Å)	I/I ₁	d(Å)	I/I ₁
8.95	100	8.89	100	8.92	100
7.90		7.86			
6.81		6.72			
5.91		5.91			
5.24		5.20			
5.11		5.10			
4.64		4.62			
4.33		4.33			
4.08		4.06			
3.96	65	3.94	70	3.97	70
3.90		3.89			
3.69		3.71			
3.55		3.54			
3.414		3.408			
3.383		3.372			
3.340		3.334			
3.164		3.164			
3.121		3.108			
3.069		3.060			
2.968	35	2.961	35	2.97	65
2.921					
2.793		2.787			

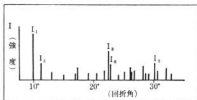


図3 ニフ井ゼオライトのX線回折線

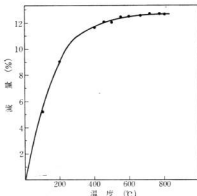


図4 ゼオライトの熱脱着曲線

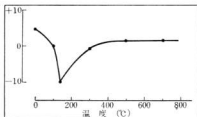


図5 ゼオライトの示差熱分析結果

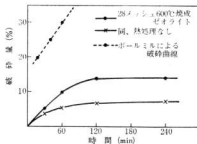


図6 ゼオライトの破砕性

d(φA) および相対強度 (I/I_1) との比較で輝フッ石と同定される鉱物種(構造)である。

(2) 熱的性質についての実験結果と考察

熱天秤による熱減量曲線および示差熱分析結果を図4および図5に示す。なお、600°C以上の高温で処理した場合、赤味がかった呈色を認めたがX線回折から明らかのように結晶構造の変化は認められない。

(3) 破砕性に関する実験結果と考察

図6に結果を示すようにそれ自身でおだやかに摩擦し合うだけでその一部(7~14%)に破砕が生じ、細粉化したものが残存粒の破砕進行をとどめるベアリング効果をなすことがポットミルによる破砕曲線から推測される。したがって吸着操作においては流動床よりも固定床への応用が適当であり、さらに、進んで造粒技術の開発が今後の研究課題と考えられる。

2. ガス吸着に関する実験結果と考察

(1) 各種ガス吸着量に関する実験結果は表1のように供試料が一部を除いて各種ガスをかなり吸着することが認められるが、本吸着反応の中でとくに興味ある現象は対象ガスの違いによって吸着熱が著しく異なる点である。NH₃、HCHOのように吸着管を手持てないものから、CH₃COOHのように全く感じないものまでいろいろである。

(2) 活性炭との吸着量における比較については表3、表4に示すごとく、見かけ単位体積当たりのガス吸着量は同程度かもしくはいくぶん多いことが認められる。粒度および熱処理条件においては粒度が大きく、600°C以上の高温で処理したものが良好である。

表3 SO₂ ガスによる活性炭との比較

吸着剤	粒度 (メッシュ)	吸着量 (ml/g)			
		100°C, 3 h	100°C, 6 h	200°C, 2 h	600°C, 1 h
二ツ井 ゼオライト	35<	23	29	37	45
	35~200	—	—	—	34
	200>	12	17	30	21
活性炭	粒状 (豆つぶ)	139	177	208	—

表4 見かけ単位体積当りの吸着量比較結果

吸着剤	粒度 (メッシュ)	10.0 cm ³ の重量 (g)	見かけ 単位体積 (cm ³ /g)	見かけ単位体積当り 吸着量 (ml/g)
二ツ井ゼオ ライト600°C 1h焼成	200>	11.3	0.88	51
活性炭	200>	2.2	4.61	45

表5 SO₂ ガスの濃度変化による吸着量の変動

濃度(容量%)	0.46	1.16	2.51	5.30	8.95
吸着量 (ml/g)	5.8	8.8	11.9	26.3	32.5

(3) 亜硫酸ガス濃度の変化による吸着量の変動に関する実験結果を表5に示す。理論的に出されている指数方程式²⁾に対して大きくばらついているが、傾向はよく一致しており、低濃度になるほど吸着量が低下している。

(4) 吸着層の温度変化による吸着量変動に関する実験結果を図7に示した。パラツキが大きいため3回同じ実験を繰返したが結果はグラフのとおりである。とくに10°~60°Cの範囲でガス速度と吸着熱の影響によるものと考えられる現象が認められる。

(5) 脱着に関する実験結果については図8に示すようにわずかにヒステリシスが認められるが、熱気によって簡単に脱着可能であり、また、脱着後 SO₂ ポンプを用いて再吸着を行なったところ17g 当たり 560 ml の吸着を認めた。したがって、吸着→再生→吸着のサイクルを採用できると考えられる。

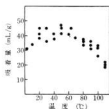


図7 吸着層の温度変化による吸着量変動

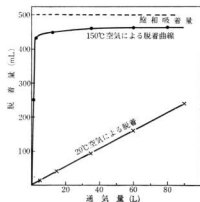


図8 脱着実験結果

IV 結 言

二ツ井ゼオライトを用い、その構造、物性およびガス吸着に関する予備実験を行ない、つぎの結論を得た。

1. X線回折分析から、その結晶構造は輝フッ石と同定された。
2. 500°Cでの熱減量は12%、600°Cで淡赤色化したのが結晶構造の変化は認められず、吸着能は処理前より良好であった。
3. ボットミル (60 r. p. m) での28メッシュ原料の破砕は2時間で7%、600°C焼成物のそれは14%程度であった。
4. 吸着ガスの種類により、吸着熱および吸着量がかなり異なる。亜硫酸ガス、アンモニアおよびホルムアルデヒドではいちじるしく発熱を認めた。吸着量においては、酢酸蒸気の吸着がいちじるしく、ついで、アンモニア、亜硫酸ガスの順であった。
5. 見かけ単位体積当りの亜硫酸ガス吸着量は活性炭のそれにくらべ、同程度か若干高く、600°C焼成のもの

がより効果的であった。

6. 亜硫酸ガス通気速度が大になると吸着熱が大となる。
7. 亜硫酸ガス吸着ゼオライトの再生は150°C熱風吹込みにより90%以上可能で、吸着による循環使用の可能性が認められた。

なお、本報告の終りにあたって、筆者らの研究に協力戴いた近畿大学工学部四年の土屋明剛君に謝意を表します。

文 献

- 1) ゼオライトとその利用、編集委員会；ゼオライトとその利用、技報堂 (1970)
- 2) 橋田、菊田、吉野；公害，3 (1967)，148
- 3) 中村、岩本、他；公害，1 (1969)31
- 4) Neumann, Sverdrup & Saebø X-RAY POWDER PATTERNS for MINERAL, KOMMISSJON HOS JACOB DYBWAD, (1955)
- 5) マンテル；吸着および吸着剤，(1969)

化学的公害に関する研究 (第8報)

含油廃水の処理研究 (その二) テスト・プラントによる冷間圧延廃水の処理実験*

藤本宗之, 丸下清志, 東正十郎

I 緒言

鉄鋼業における冷間圧延廃水は、バーム油、牛脂などの圧延油をかなり高濃度に含んでいるため、鉄鋼業廃水のなかでもとくに問題となる廃水であり、油が廃水中でエマルジョンの状態になっているため、その処理にも相当の難しさがある。現在のところでは冷間圧延廃水は加圧浮上などの処理を行なったのち排出されており、分離した油は焼却されるか、または土砂などを混合して埋め立てなどの方法によって処分されているばかりが多い。

筆者らは冷間圧延廃水の完全処理と同時に油の回収利用の面での研究を進めており^{1,2)}、廃水の処理については室内実験により検討した結果実用可能な方法として加圧浮上法がもっとも適した処理法であるという結論を得、処理量2~3m³/hのテスト・プラントを構築し現場における処理実験を行なったので、つぎに報告する。

II 試料と実験方法

1. 試料

実験に使用した冷間圧延廃水としては廃水タンクに貯留中にスカムを生ずるため、スカムを取り除いた下層の乳化層を試料とした。

2. 実験方法

(1) ジャー・テストによる処理条件の決定

500mL ビーカーに試料を500mL 入れ図1に示す順序で各種濃度の凝集剤を添加したのち急速攪拌しながら10%力性ソーダ、または10%硫酸でpHを調整する。つづいて急速攪拌を行なったのち静置し処理水を分析した。

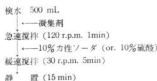


図1 ジャー・テストの処理系統

ジャー・テストに使用した凝集剤を表1に示す。

表1 実験に使用した凝集剤

高分子凝集剤	カチオン系	ポリアミン系, ポリアクリルアミド系
	アニオン系	ポリアクリルアミド系
	ノニオン系	ポリアクリルアミド系
無機凝集剤		硫酸アルミニウム, 塩化第2鉄

(2) 小型水槽による処理実験

内容量50Lのプラスチック製水槽(300W×300L×600H)を構築し、これに廃水を入れジャー・テストの結果にもとづき10%硫酸アルミニウムを500ppmとなるように加えたのち5分間急速攪拌し、さらに10%力性ソーダでpH6~7に調整し10分間緩速攪拌したのち30分間静置しスカムの量の測定と処理水の分析を行なった。

(3) テスト・プラントによる現場実験

ジャー・テストおよび小型水槽による実験の結果にもとづいてテスト・プラントによる現場実験を行なった。使用したプラントの仕様を表2に示す。

テスト・プラントは各装置に分割したのちフォークリフトまたは少人数の人力などで容易に移動、設置できるよりに重量配分を行なった。また実験の状況がよく観察できること、および補修の容易なことを考慮して水槽となる部分は透明塩化ビニル製とした。さらにテスト・プラントであるためパイピングの変更により各種の処理方式が可能なよう考慮した。テスト・プラントの組み合わせにより処理可能な方法を図2に示す。

現場におけるプラントの配置を図3に示す。

プラントによる実験は表3に示す条件で行なった。処理法はまず原水に10%硫酸アルミニウム溶液を添加し急速攪拌槽に送り、ここで10%力性ソーダによりPHを6~7に調整して緩速攪拌槽に送る。つづいて全量加

* 昭和44年度技術開発研究費補助金による研究

表2 含油廃水処理テスト・プラント仕様

名称	仕様	全重量 (kg)
原水ポンプ	塩ビ製自吸式渦巻ポンプ 揚水量 60L/min 揚程 10m 電動機 0.75KW×200V	75
急速攪拌槽	透明塩ビ製 670W×670L×750H 容量 300L 攪拌機 4翼タービン型 300 rpm 電動機 0.4KW×200V	160
緩速攪拌槽	透明塩ビ製 670W×670L×750H 容量 300L 攪拌機 45~7.5 rpm 羽根板 2.5W×500L×4枚×4翼 電動機 0.1KW×100V	110
オイル・セパレーター	透明塩ビ製 500W×2,200L×600H 容量 550L オイル・スキマー 手動式 傾斜板 13枚	130
加圧ポンプ	耐酸カスケードポンプ 揚水量 20L/min 揚程 40m 電動機 2.2KW×200V	95
加圧タンク	円筒形 200φ×1,200L 容量 28.4L	90

表3 テスト・プラントによる実験条件

	部分加圧法	全加圧法
原水量 (m ³ /h)	1.0	2.0
加圧水量 (m ³ /h)	0.5	2.0
加圧タンク内圧 (kg/cm ²)	4.0	4.0
凝集剤濃度 (ppm)	1,500	1,500



図2 テスト・プラントによる各種処理法系統図

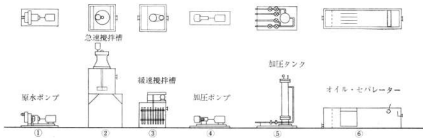


図3 テスト・プラント配置図

圧のばあいは廃水全量を加圧タンクに送り加圧したのちオイル・セパレーターに放出して浮上分離を行なう。また部分加圧のばあいは加圧水として工業用水を使用し、この加圧水と凝集処理水とを混合してオイル・セパレーターに送る。

■ 実験結果と考察

1. 試料

実験に使用した試料の性状は表4に示すとおりであるが、圧延廃水の他に圧延作業場での洗浄廃水などが混入してくるため油分濃度は5,000~20,000 ppmの間で大きく変動している。

2. ジャー・テストによる処理条件の決定

(1) 凝集最適PH

表4 廃水の性状

pH	濁度 (ppm)	懸濁物質 (ppm)	COD (ppm)	油分 (ppm)
6.8	1,400	5,100	2,200	8,000

各種凝集剤を用いて無機凝集剤は500ppm、高分子凝集剤は50ppm添加した時の凝集最適pHをジャー・テストにより求めた。結果は図4に示すとおりで無機凝集剤を用いた場合の凝集最適pHは5～8の間にある。高分子凝集剤ではアニオン系、カチオン系、ノニオン系のいずれもまったく、または、ほとんど凝集効果がみられなかった。

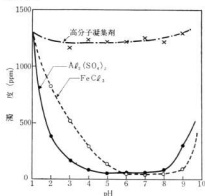


図4 各種凝集剤の最適 pH

(2) 凝集最適濃度

凝集最適 pH を求めたときと同様に各種凝集剤を用いて pH 6～7 における最適薬剤濃度を求めた。結果を図5に示す。

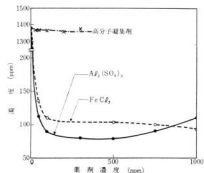


図5 各種凝集剤の最適濃度

無機凝集剤を使用しただけ、100～800ppmの間で良好な凝集効果がみられた。塩化第2鉄を使用しただけ、pH 6～8では処理水が残留鉄により着色する懸念が認められた。高分子凝集剤では相当高濃度にしても良好な凝集効果はみられなかった。

(3) 小型水槽による処理実験

ジャー・テストによる結果をもとに、さらにスケール・アップして室内実験を行なった結果表5に示す性状の処理水が得られた。処理水はCODがかなり高く、このままでは工場排水としてやや難点がある。

表5 処理水の性状

pH	濁度 (ppm)	懸濁物質 (ppm)	COD (ppm)	油分 (ppm)
6.5	21.6	1以下	160	4.2

(4) テスト・プラントによる現場実験

現場実験を行なったときの廃水中油分は約20,000ppmであったため凝集剤濃度もジャー・テストのばあいよりも高かった。

(a) 部分加圧法

加圧水として廃水、処理水、工業用水を使用した。廃水を使用したばあいは充分な処理効果が得られず、また、処理水を循環使用したばあいは加圧操作が安定せず良好な加圧水が得られなかった。工業用水を使用したばあいがもっとも良好であった。処理水は透明度30以上油分5以下ではほぼ無色透明であった。生成したスカムは処理水量に対して20～40%であった。

(b) 全加圧法

凝集剤を加え低速攪拌を行いフロックを生成させてから加圧するためフロックが微細化する傾向がみられた。また、廃水の温度が40°C前後のため加圧タンク内で空気が充分に溶解せずオイル・セパレーターでのフロックの浮上が不完全であった。スカムの生成量は全処理水の60～80%であった。

IV 結 言

1. 冷間圧延廃水の処理法は凝集加圧浮上法が他の方法²⁾に比べ技術的にも経済的にも有利である。

2. 凝集剤としては硫酸アルミニウムがすぐれている。また加圧方法は部分加圧法が適当と考える。

3. 廃水は油分濃度が5,000～20,000ppmの間で大きく変動するため凝集が不安定となりやすい。したがって良好な処理効果をあげるためには、廃水の水質を安定させさらに廃水の温度を低下させるための大型の貯槽設置

が必要である。

4. 浮上処理により生成するスカムは処理水量の20~40%でかなり多量となるため、加温静置などの適当なスカムの処理を行なう必要がある。

おわりにあたり終結実験に協力いただいた近畿大学卒業生金田昭君に厚くお礼申し上げますと共に試料を提供い

ただいた柳淀川製鋼所製工場に謝意を表します。

文 献

- 1) 森本, 高崎, 東: 本報告 8 (1962), 98
- 2) 藤本, 他: 本報告 11 (1967), 141

研削砥石結合剤に関する研究 (第4報)

ソーダ系長石を用いたヴィトリファイド砥石結合剤について

森田 健次, 山 県 康 男, 藏 本 範 雄

1 緒 言

ヴィトリファイド砥石の結合剤に用いられる長石の量は、一般に40~60%の多きを占め、したがってこれに用いられる長石の砥石結合剤の性状に与える影響は大きいものと考えられる。本研究は、近來まで利用度の比較的少なかったソーダ系長石資源の活用と、高速研削に要求される高強度の砥石に用いる結合剤の基礎的研究とを目的として行った。従来、陶磁器釉薬におけると同様に、砥石結合剤にはカリ長石が好んで用いられる¹⁾ようであるが、カリ長石よりゼーゲル銻溶剤温度の低いソーダ系の長石を用いた場合、砥石は今までより低温度で焼成でき、また同じ温度で焼成したときはさらに強度の増した

ものが得られるものと考え、ソーダ系長石と比較するに福島長石および釜戸長石を用いて、結合剤のゼーゲル銻溶剤温度、硬度、熱膨率などを測定し、これを用いた砥石の曲げ強さとの関連性などについて検討を行った。

2 試料と実験方法

1. 結合剤の原料と配合

ソーダ系長石の原料として、山陽銀砂工業所(広島県府中市)より入手した岡山県井原市附近に産出する長石(山陽長石と仮称)を用いた。原料はいずれも120meshのふるいを通し秤量配合してポットミルにて乾式混合した。使用した主原料の化学分析値およびX線回折図を、表1と図1に示した。

表1 原料の化学分析値(%)

成分 原料	Ig. loss	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	CaO	MgO	Na ₂ O	K ₂ O	耐火度
山陽長石	0.6	66.3	20.5	0.1	0.9	0.1	8.8	2.6	SK3a
釜戸長石	0.4	74.3	15.8	0.6	0.4	0.1	4.2	4.1	SK8
福島長石	0.5	69.7	16.5	0.2	0.1	0.8	3.0	9.2	SK8*
天草陶石	4.2	75.1	16.3	0.6	0.1	0.8	0.2	2.6	SK26
黄 土	6.2	64.5	17.7	7.8	0.2	0.3	1.0	2.3	SK13*
木 持	6.6	61.0	16.6	4.3	5.1	2.1	2.9	1.4	SK1a

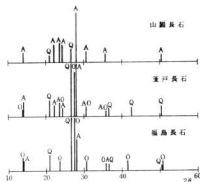


図1 各種長石のX線回折図

結合剤原料の配合は文献配合例^{2,3)}より表2の4種を選んで行った。いずれもWA砥石用結合剤で、1, 2は白色系、3, 4は赤色着色系のものである。結合剤番号として、用いた長石により山陽、釜戸、福島長石にそれぞれS, K, F, の記号をつけこれに配合番号1~4をつけてこれを示した。

2. 結合剤のゼーゲル銻溶剤温度

配合した結合剤にてゼーゲル小型銻を作り、エレマ電気炉にてその溶剤温度を測定して図2に示す。

3. 試験体の成型と焼成

結合剤自身の性質を見るために焼成試験体を作る。混合の完了した結合剤15gを25×40mmの大きさに金型で加圧成型し、サナの底にG C細砥粒を平らにつめた上に並べ、さらに高温における軟化流動を防ぐために試験体の

表2 結合剤の配合

配合番号	原料							石灰石
	長石	天陶	草灰	土	特	蚌	目土	
1	80	10	—	—	—	—	10	—
2	65	23	—	—	—	—	7	5
3	40	40	20	—	—	—	—	—
4	40	40	—	—	20	—	—	—

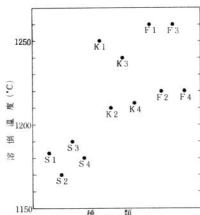


図2 結合剤の溶剤温度

厚さまでその間に砥粒をつめた。つぎに砥石の強度試験体はWA#60の砥粒と、その15W%の結合剤とを相当量のデキストリン溶液を加えて混練し、110×25×20mmの大きさに金型を用いて加圧成型した。なお、できた砥石試験体は砥粒率が49%（砥粒の占める容積）になるよう、材料の比重より計算して1箇の重量をきめた。成型体は乾燥のち各試料より3箇所ずつ集め無作為にサンに充填した。

表3 砥石試験体の曲げ強さと結合度（ピットくいこみ深さ mm）

砥石の 焼成温度	強 度	S 1	S 2	S 3	S 4	K 1	K 2	K 3	K 4	F 1	F 2	F 3	F 4
1250°C	曲 げ 強 さ	269	191	202	259	165	151	133	188	202	179	162	223
	結 合 度	0.71	0.86	0.84	0.69	0.97	1.06	1.20	0.82	0.95	0.91	1.00	0.77
1300°C	曲 げ 強 さ	277	252	205	250	195	226	139	196	203	260	190	240
	結 合 度	0.71	0.72	0.76	0.68	0.89	0.86	1.09	0.80	0.99	0.70	0.90	0.71
1350°C	曲 げ 強 さ	337	366	267	320	258	280	204	258	280	315	240	272
	結 合 度	0.57	0.57	0.63	0.57	0.65	0.65	0.83	0.69	0.63	0.56	0.61	0.61

焼成は結合剤、砥石いずれの試験体もエレマ電気炉中昇温速度3~4°C/minにて加熱し、所定温度に1時間保留した後スイッチを切って自然冷却した。最高温度は1250°C、1300°C、1350°Cとした。

4. 摩耗硬度、熱膨脹の測定

焼成した結合剤試験体は、溶剤により付着した砥粒をすり落して表面摩耗硬度を、ガラスの摩耗硬度測定法⁴⁾に準じて炭化珪素砥粒1kgの落下による摩耗減量を測定し、連続3回の減量測定平均値を求めた。硬度測定の際の試験体は自記熱膨脹測定装置を用いて（加熱速度12°C/min）200~500°Cの平均熱膨脹係数を求めた。なおNo.3 No.4の結合剤は焼成によって発泡膨脹して変形も大きく、これらの試験は行わなかった。

5. 砥石試験体の曲げ強さと結合度

焼成した砥石試験体は、油圧式材料試験機を用いて曲げ強さを測定し、つぎにJISによる大越式結合度試験機により、ピットくいこみ深さを計り、いずれも3試料の平均値を求めて表3に示し、これをプロットして図3に示した。

6. 熱衝撃試験

曲げ強さ測定と同じ砥石試験体を、別に各々6ヶ作り前と同様に最高1300°Cに焼成し、その中各3ヶを300°Cの温度に1時間加熱したのち室温水の中に投入して急冷し、乾燥後の曲げ強さを、また残りの3ヶは未処理のまま強さを測定して、熱衝撃による強度の変化をしらべた

■ 実験結果と考察

ワトリファイド結合剤においては、ゼーゲル溶剤温度より約50~100°C高い温度で砥石を焼成する場合、結合剤の効力が充分であることが知られていてをが、実験に用いたソーダ長石の結合剤はいずれも1170°C~1190°Cと低く、したがって1350°Cで砥石を焼成した場合、150°C以上も高い温度で焼くことになり、結合剤のとけ過ぎなどで強度の低下その他の欠点ももてることを予想したが、山陽長石を用いた砥石はいずれも他のものにくらべ高い

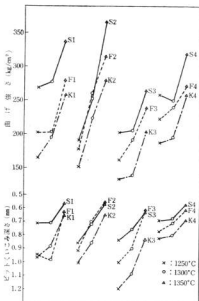


図3 砥石の曲げ強さと結合度(ビットくいこみ深さ)

強度を示し(図3)この点では効果のあることが判った。さらに急熱急冷による強度変化を見るべく熱衝撃試験を表4に示した。試験体砥石 S1 は変化率0.54とその中の最高値を示し、山陽長石を用いた砥石は福島長石を用いたものに比してその値は幾分か大きい傾向は見られるが、その差は僅少で山陽長石を用いた砥石の強度の変化がとくに大きいとは考えられない。配合 No.2 の結合剤の砥石はいずれも焼成温度の差による強度の増減が比較的大きく、これら結合剤砥石の焼成には温度分布の均一が肝要であろう。

砥石は全般的に高温度で焼かれたもの程強度も増すものと考え、実験で得た結果、図2および図3より浴倒温

表4 砥石の熱衝撃試験

砥石	処理前の	処理後の	強度の
	曲げ強さ	曲げ強さ	
	A(kg/cm ²)	B(kg/cm ²)	A-B/A(%)
S 1	315.0	145.0	0.54
S 2	275.0	137.0	0.50
S 3	219.0	126.0	0.43
S 4	229.3	111.7	0.51
K 1	208.3	104.7	0.50
K 2	229.3	155.0	0.46
K 3	159.0	91.0	0.43
K 4	219.3	105.3	0.52
F 1	234.0	120.3	0.49
F 2	248.7	136.7	0.45
F 3	184.3	96.0	0.48
F 4	238.0	121.0	0.49

度(単位は低いものより)と、砥石の曲げ強さとの相関性を Spearman の相関式⁴⁾を用いて単位相関係数を求めて見た結果、0.50~0.73とかなりの相関度が認められた。

結合剤自体の強度を求めることは砥石に対する結合剤の融着度を調べるにも必要と考えるが、結合剤原料は焼成により軟化変形を起すものも多く一定形状の強度測定試験体を得ることはかなり困難である。寺田等⁷⁾は焼成により生成する結合材マトリックス部分のカタサは砥石の強さに影響するとして、そのカタサをマルテンス硬度計で測定しているが、本実験では炭化珪素砥粒落下法を用いてその摩耗減量を求めカタサを計った。焼成した試験体は表面は大体平滑であったが内部は小気泡が残っているものも多く、毎回の減量測定値に変動がありデータの信頼性は少いが、焼成温度の高いもの、ガラスマトリックス層の多いと思われるものが減量が大い傾向は多少見られる。同試験による比較値として測定した板ガラスおよび粘土素焼板の硬度はそれぞれ7.2mg, 12.0mgであった。

結合剤焼成試験体の各試料を差動変位器方式の硬型自

表5 結合剤の浴倒温度と砥石強度の単位相関 (n=12)

	S 1	S 2	S 3	S 4	K 1	K 2	K 3	K 4	F 1	F 2	F 3	F 4	$\sum(x_i - y_i)^2$	r_s
x	3	1	4	2	10	5	9	6	11	7	11	7	—	
y ₁	1	6	4	2	9	11	12	7	4	8	10	3	143	0.50
y ₂	1	3	7	4	10	6	12	9	8	2	11	5	78	0.73
y ₃	2	1	8	3	9	5	12	9	5	4	11	7	82	0.71

$$r_s = 1 - \frac{6 \cdot \sum(x_i - y_i)^2}{n^3 - n}$$

x:ゼーゲル浴倒温度低いものより単位 y₁, y₂, y₃:それぞれ1250, 1300, 1350°Cで焼かれた砥石強度の単位

表 6 結合剤の硬度と熱膨脹係数

試 験 焼成温度	摩 耗 硬 度 (mg)						熱 膨 脹 係 数 ($\times 10^{-4}$)					
	結合剤 S 1	S 2	K 1	K 2	F 1	F 2	S 1	S 2	K 1	K 2	F 1	F 2
1250°C	6.1	5.6	5.0	4.7	5.4	5.3	6.5	6.4	7.5	6.9	6.9	6.6
1300°C	5.6	6.0	5.0	6.0	5.6	6.0	6.4	5.9	6.8	5.3	6.6	5.9
1350°C	6.5	9.5	4.8	7.2	6.0	9.5	5.9	4.9	5.7	5.2	5.4	5.5

記熱膨脹測定装置を用いて熱膨脹を測定し、ほぼ直線的な伸びを示した 200~500°C における平均熱膨脹係数を求めた。結合剤の熱膨脹については一の瀬⁷⁾等の研究があるが、原料配合物の熱膨脹測定の結果が多く焼成された結合剤自身の測定結果は殆どない。Postel は結合剤の具備すべき条件の一として、膨脹係数は砥粒より大きいこと、としているが本実験に用いた結合剤の膨脹係数は WA 砥粒の熱膨脹係数 $7 \sim 8 \times 10^{-4}$ に比して小であり、高温に焼成され砥石として高強度を示した結合剤、また全般的に強度の大であったソーダ長石系結合剤ほど小となっている傾向が幾分見られた。この様な結果から砥粒と結合剤の熱膨脹係数の近似が砥石の強度に好結果を与えるとは考えられない。

なお熱衝撃試験に用いた砥石試験体は焼成前後における寸法を計り焼成による変形の有無等観察した結果焼成による膨脹、収縮、変形などいづれも認められなかった。

IV 結 言

ソーダ系長石を結合剤に用いた砥石の性状を研究するために、4種の結合剤の配合を選び、福島長石、釜戸長石を用いたものと共に砥粒率49%、結合剤率15%のWA 60の砥石試験体を作り、1250°、1300°、1350°Cの各温度に焼成しその曲げ強さ、結合度、耐熱衝撃性、焼成による変形などについて実験を行った結果、焼成による収縮などもなく比較的高強度の砥石が得られた。また結合剤の溶剤温度、結合剤自身のカタサ、熱膨脹性等を測定して砥石強度との相関性についてしらべて、つぎの結論を

得た。

1. 砥石結合剤にソーダ長石を用いたとき、福島長石、釜戸長石の場合よりも高い強度の砥石が得られる。

2. 結合剤のゼーゲル維溶剤温度が低い程、砥石の強度はおおむね大となる。

3. 砥粒と結合剤の熱膨脹係数の近似が砥石の強度を大とするという関連性は認められない。

以上、ソーダ長石を用いた砥石について一通りの実験を行ったが、結合剤としての適合性はさらに砥粒粒度、結合剤量の増減による変化には回転、研削性などの試験も必要であり、またC系砥粒との適合性についても研究を進めたいと思う。

本報告の一部は工業技術連絡会議室業連合部会中国四国九州部会において発表した。

文 献

- 1) 砥粒加工研究会編：砥粒加工技術便覧 日刊工業新聞社 (1965) 42
- 2) 窯業協会編：窯業工学ハンドブック 技報堂(1966) 1420
- 3) 熊谷直次郎：機械と工具 2 (1968) 38
- 4) 大 工 試：大工試ニュース 10 (1966) No.12
- 5) 寺田、山田：名工試報告 7 (1960) 342
- 6) 品質管理便覧編集委員会：品質管理便覧 日本規格協会 634
- 7) 一の瀬、山崎、浜岡：名工試報告 11 (1967) 120

トンネルキルン焼成による県産

赤レンガの品に質ついて* (第2報)

木原 博, 金本 正, 浜岡 英男

Ⅰ 結 言

前報ではトンネルキルン設置工場のうち一社を選び、2群の試料の品質について解析を行なったが、本報では県下トンネルキルン設置の3社すべての工場より製出する製品の品質につき各種試験を行ない、各製品間の異同につきまとめた結果を報告する。

Ⅱ 試料と実験方法

1. 試料

試料はすべて前記3社の協力を得て焼成用トンネルキルン台車上の製品を垂直方向(いずれも13層になっているが、最下層のみは除外した。なお、以下に記した層の数は実際はこれに1を加えた層であることを付言する。)ならびに水平方向に均一に採取したもので、製品1個を半切し、その一つを吸水率、他の一つを圧縮強度測定用供試体とした。

2. 実験方法

吸水率、圧縮強度は JIS R1250—1951 に準拠して行なった。

なお、3社で使用している原土はいずれも採掘場所を異にし、異種のものであるため、化学分析、耐火度試験を併せ行なった。

Ⅲ 実験方法と考察

吸水率、圧縮強度試験結果は表1、表2、表3に、各社毎の使用原土の化学成分、耐火度は表4にそれぞれ示した。

表1ないし表3の試料欄の数字は台車上の下底第2層を1、最上層を12とし、試料採取個所の層序を示し、アルファベット大文字は水平方向に(火焔噴射新向に)一端より他端へ順次ABC順に記号を付したものである。また、各層ごとに吸水率、圧縮強度の平均値(\bar{x} , \bar{y})

標準偏差(S , S')を記入した。

なお前記2物理量間の相関係数を算出するため表6、表7、表8に各社ごとの相関表を付した。

1. 焼成層と品質

(1) 焼成層別吸水率

図1に示すように数値の差はあるが、層ごとの変化の状況はきわめて類似している。すなわち層4を最小とし、これより下層の層別変化は比較的大であるが上層部分ではかなり小さくなっているのが特長である。これは下層ではかなり熱分布が不均一であるのに対し、上層ではその分布が比較的均一であるとみなされる。

また、層別の標準偏差は図2に示すごとく一般に下層に比し、上層部分では小である。これも熱の均、不均一の差から生ずるものと思われる。

(2) 焼成層と圧縮強度

図3に示すように上層部分が下層部分にくらべ、吸水率の場合と同じように、層別の変動が小さい。なお圧縮強度については各社とも層5で最大値を示している。

吸水率の層4で最小値を示すのに対し、1層ずれを生じているのは興味深い現象である。この点の機件を向後検討したい。

標準偏差については吸水率のそれのように画一的なことはいえないが、図4にみられるように、圧縮強度の大なる値を示している社の製品ほど標準偏差が大きくなっており、また比較的低値をとっている層8ないし層9の個所で標準偏差が小さくなっている。(変動の比較的小さいB社は強度の最大値を示す層5に近い層6で標準偏差が小さくなっている。)これから類推すると、層ごとの変動が少なれば少ないほど標準偏差の最小値の個所と強度の最大値を示す個所とが近づくのではないだろうか。

この点も向後この種の試験を繰返し行ない、確かめたい。

なお、一般的に強度が比較的小である部分のパラッキは小さい。

* 本稿は本報告12(1968)161に引続き第2報とする。

表2 吸水率—圧縮強度一覽表(B社試料)

試料	吸水率 (%)	圧縮強度 (kg/cm ²)	試料	吸水率 (%)	圧縮強度 (kg/cm ²)	試料	吸水率 (%)	圧縮強度 (kg/cm ²)	試料	吸水率 (%)	圧縮強度 (kg/cm ²)
1-A	18.83	282	4-A	15.55	346	7-B	16.63	282	10-A	16.06	293
1-A	18.85	317	4-B	16.89	242	7-B	17.71	337	10-A	17.33	310
1-B	19.22	137	4-B	17.13	204	7-C	18.40	212	10-B	17.65	257
1-B	19.98	171	4-C	15.60	226	7-C	17.19	303	10-B	18.00	279
1-C	19.04	187	4-C	16.05	309	7-D	17.71	248	10-C	18.37	262
1-C	20.05	151	4-D	15.33	246	7-D	16.69	275	10-C	17.17	274
1-D	18.92	185	4-D	14.74	281	7-E	18.31	226	10-D	16.93	225
1-D	18.75	203	4-D	14.74	281	7-E	17.26	262	10-D	17.34	318
1段	$\bar{x}_1=19.21$ $S_1=0.520$	$\bar{y}_1=204$ $S'_1=63.1$	4段	$\bar{x}_4=15.93$ $S_4=0.798$	$\bar{y}_4=266$ $S'_4=46.2$	7段	$\bar{x}_7=17.12$ $S_7=1.166$	$\bar{y}_7=286$ $S'_7=52.8$	10段	$\bar{x}_{10}=17.52$ $S_{10}=0.709$	$\bar{y}_{10}=279$ $S'_{10}=26.8$
2-A	17.44	288	5-A	13.82	282	8-A	16.07	415	11-A	17.50	341
2-A	17.21	301	5-B	16.59	218	8-A	17.17	301	11-A	17.29	203
2-B	18.58	282	5-B	16.03	248	8-B	17.29	326	11-B	17.04	295
2-B	17.67	214	5-C	17.02	370	8-B	17.22	281	11-B	18.60	240
2-C	17.41	177	5-G	15.10	350	8-C	18.38	201	11-C	17.19	295
2-C	19.08	229	5-D	17.00	368	8-C	16.50	190	11-C	18.87	264
2-D	16.10	287	5-D	16.96	317	8-D	16.33	252	11-D	17.50	230
2-D	18.52	262	5段	$\bar{x}_5=16.19$ $S_5=1.167$	$\bar{y}_5=298$ $S'_5=62.2$	8-D	17.68	254	11-D	16.42	290
2段	$\bar{x}_2=17.75$ $S_2=0.947$	$\bar{y}_2=255$ $S'_2=43.8$	6-A	15.46	357	8-E	17.96	218	11-E	17.50	246
3-A	16.71	258	6-A	15.46	347	8-E	17.80	322	11-E	18.48	246
3-A	16.41	287	6-B	16.62	234	8-E	17.24	314	11-E	16.99	252
3-B	16.69	196	6-B	16.21	347	8段	$\bar{x}_8=17.24$ $S_8=0.713$	$\bar{y}_8=279$ $S'_8=65.8$	11段	$\bar{x}_{11}=17.59$ $S_{11}=0.799$	$\bar{y}_{11}=266$ $S'_{11}=40.0$
3-B	17.45	234	6-C	17.79	262	9-A	16.93	293	12	17.49	239
3-C	17.10	229	6-C	16.45	298	9-A	16.36	265	12	16.95	257
3-C	18.18	234	6-D	17.37	232	9-B	17.19	320	12	17.97	285
3-D	18.99	165	6-D	18.05	241	9-B	16.62	238	12	16.92	247
3-D	17.56	301	6-E	17.68	293	9-C	17.00	253	12	18.87	301
3-E	18.43	211	6-E	17.90	298	9-D	18.12	270	12	18.10	304
3-E	16.75	229	6-F	16.99	252	9-E	16.45	288	12	16.51	274
3-F	16.82	268	6-F	17.60	296	9-E	18.56	278	12	16.51	274
3-F	16.66	235	6-G	16.39	346	9-F	16.29	260	12	16.51	274
3-G	15.53	277	6-G	16.77	296	9-F	18.01	238	12	16.51	274
3-G	16.66	265	6段	$\bar{x}_6=16.91$ $S_6=0.860$	$\bar{y}_6=293$ $S'_6=44.2$	9-G	16.92	273	12段	$\bar{x}_{12}=17.54$ $S_{12}=0.823$	$\bar{y}_{12}=273$ $S'_{12}=23.9$
3段	$\bar{x}_3=17.14$ $S_3=0.906$	$\bar{y}_3=235$ $S'_3=34.2$	7-A	14.29	381	9-G	16.59	270			
4-A	16.16	271	7-A	16.97	330	9段	$\bar{x}_9=17.09$ $S_9=0.750$	$\bar{y}_9=271$ $S'_9=23.1$			

表3 吸水率——壓縮強度一覽表(C社試料)

試料	吸水率 (%)	壓縮強さ (kg/cm ²)	試料	吸水率 (%)	壓縮強さ (kg/cm ²)	試料	吸水率 (%)	壓縮強さ (kg/cm ²)	試料	吸水率 (%)	壓縮強さ (kg/cm ²)
1-A	18.31	371	4-B	17.50	404	6-C	19.78	573	9-C	18.79	488
1-A	17.28	364	4-B	17.94	615	6-D	18.27	327	9-D	17.85	537
1-B	19.72	335	4-B	18.94	573	6-D	16.24	794	9-D	19.00	396
1-B	19.23	423	4-C	17.64	448	6-D	18.18	411	9-D	18.52	433
1-C	21.73	228	4-C	14.70	473	6-D	17.48	537	9段	$\bar{x}_9=18.46$	$\bar{y}_9=485$
1-C	18.40	350	4-C	17.01	636	6段	$\bar{x}_6=18.06$	$\bar{y}_6=512$		$S_{x_9}=0.585$	$S_{y_9}=69.9$
1-D	16.94	258	4-C	18.88	450		7-A	18.45	966	10-A	18.90
1-D	20.96	361	4-D	17.52	604	7-A	19.17	586	10-A	17.75	512
1段	$\bar{x}_1=19.07$	$\bar{y}_1=396$	4-D	17.10	571	7-A	17.61	719	10-B	19.34	440
	$S_{x_1}=1.685$	$S_{y_1}=63.4$	4-D	17.27	488	7-A	17.61	719	10-B	15.29	342
2-A	17.72	330	4-D	18.67	475	7-B	17.39	491	10-B	19.61	543
2-A	17.88	468	4段	$\bar{x}_4=17.51$	$\bar{y}_4=538$	7-B	18.55	590	10-B	18.88	577
2-B	18.26	450		$S_{x_4}=1.077$	$S_{y_4}=76.9$	7-B	19.42	562	10-C	17.62	349
2-B	19.96	261	5-A	18.92	482	7-C	18.68	539	10-C	19.65	490
2-C	20.77	330	5-A	15.15	614	7-C	19.14	387	10-C	18.45	496
2-C	20.39	393	5-A	17.59	511	7-C	19.66	559	10-D	17.97	338
2-D	20.51	322	5-A	18.11	619	7-D	17.54	405	10-D	17.96	641
2-D	16.84	566	5-B	17.61	706	7-D	17.19	686	10-D	19.28	609
2段	$\bar{x}_2=19.04$	$\bar{y}_2=390$	5-B	18.18	487	7-D	18.56	566	10段	$\bar{x}_{10}=18.39$	$\bar{y}_{10}=476$
	$S_{x_2}=1.529$	$S_{y_2}=99.4$	5-B	17.67	500	7段	$\bar{x}_7=18.45$	$\bar{y}_7=538$		$S_{x_{10}}=0.872$	$S_{y_{10}}=92.4$
3-A	20.08	270	5-B	18.85	663		8-A	19.36	406	11-A	19.85
3-A	15.63	358	5-B	18.85	663	8-A	17.21	475	11-A	18.33	527
3-A	17.57	666	5-C	19.63	476	8-A	18.92	540	11-B	20.67	345
3-A	17.06	631	5-C	18.26	382	8-A	18.92	540	11-B	19.54	525
3-B	16.76	347	5-C	19.21	580	8-B	18.57	444	11-C	19.85	400
3-B	15.37	441	5-C	17.50	595	8-B	18.35	504	11-C	19.46	537
3-B	18.96	631	5-D	18.54	430	8-B	18.21	532	11-D	18.53	380
3-B	17.23	633	5-D	17.24	488	8-C	19.28	562	11-D	18.57	506
3-C	19.32	303	5-D	17.37	647	8-C	19.51	590	11段	$\bar{x}_{11}=19.35$	$\bar{y}_{11}=441$
3-C	17.18	450	5-D	19.26	585	8-C	19.15	443		$S_{x_{11}}=0.812$	$S_{y_{11}}=92.9$
3-C	18.14	495	5段	$\bar{x}_5=18.07$	$\bar{y}_5=549$	8-D	18.39	433	12-A	19.20	470
3-C	18.31	567		$S_{x_5}=1.077$	$S_{y_5}=90.1$	8-D	16.35	525	12-A	18.10	619
3-D	19.80	321	6-A	18.28	519	8-D	18.77	606	12-B	20.02	400
3-D	15.85	578	6-A	13.93	675	8段	$\bar{x}_8=18.51$	$\bar{y}_8=505$	12-B	21.24	413
3-D	17.00	611	6-A	19.20	531		$S_{x_8}=0.927$	$S_{y_8}=65.0$	12-C	20.01	416
3-D	16.87	490	6-A	17.56	462	9-A	17.96	489	12-C	19.35	544
3段	$\bar{x}_3=17.57$	$\bar{y}_3=486$	6-B	17.06	638	9-A	17.92	553	12-D	19.04	303
	$S_{x_3}=1.423$	$S_{y_3}=135.3$	6-B	17.23	585	9-A	18.88	466	12-D	18.72	472
4-A	18.38	571	6-B	19.41	382	9-B	17.52	332	12段	$\bar{x}_{12}=19.46$	$\bar{y}_{12}=455$
4-A	16.41	708	6-B	19.37	406	9-B	19.02	564		$S_{x_{12}}=0.959$	$S_{y_{12}}=96.2$
4-A	16.65	581	6-C	19.34	420	9-B	18.13	550			
4-A	18.38	623	6-C	18.22	422	9-C	18.53	490			
4-B	17.21	393	6-C	19.40	509	9-C	19.44	523			

表4 赤レンガ原土の化学成分ならびに耐火度

試験区分 試料	化 学 成 分 (%)									耐 火 度
	Ig. loss	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	CaO	MgO	K ₂ O	Na ₂ O	計	
A社使用原土	6.57	61.85	19.33	7.54	0.56	0.77	2.54	0.13	99.29	SK18 ⁻
B社使用原土	7.66	57.72	21.05	8.25	0.53	0.44	2.05	0.42	98.12	SK18 ⁻
C社使用原土	6.21	63.27	19.28	5.47	0.60	0.75	3.27	0.53	99.38	SK17 ⁺

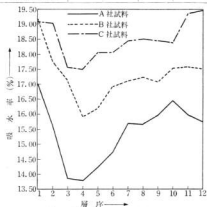


図1 層別吸水率(平均値)図

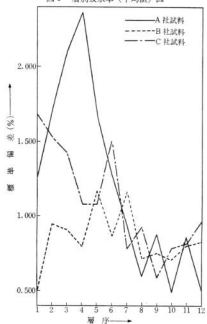


図2 層別吸水率標準偏差図

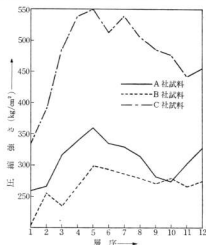


図3 層別圧縮強度(平均値)図

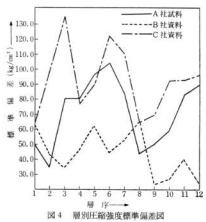


図4 層別圧縮強度標準偏差図

表5 C社使用の上, 中, 下層原土の化学成分ならびに耐火度

試験区分	化 学 成 分 (%)									耐火度
	Ig. loss	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	CaO	MgO	K ₂ O	Na ₂ O	計	
上層	7.68	59.93	22.43	6.55	0.27	0.29	2.17	0.08	99.40	SK19
中層	6.03	63.74	19.42	6.05	0.56	0.72	3.31	0.53	100.36	SK19
下層	6.21	63.27	19.28	5.47	0.60	0.75	3.27	0.53	99.38	SK17+

表6 吸水率—圧縮強度相関表

(A社試料)

x(%)											f _y	v	vf _y	v ² f _y	uv
	10.01	11.01	12.01	13.01	14.01	15.01	16.01	17.01	18.01	19.01					
y(kg/cm ²)	11.00	12.00	13.00	14.00	15.00	16.00	17.00	18.00	19.00	20.00					
151~200						2	1	2	1		6	-4	-24	96	-56
201~250				3	1	7	11	2	2		26	-3	-78	234	-120
251~300			1	5	4	13	15	7		1	46	-2	-92	184	-124
301~350			1	2	2	13	12	2			32	-1	-32	32	-39
351~400	2	1	3		2	7					15	0	0	0	0
401~450	1			1	3	3	1				9	1	9	9	0
451~500		1	2		2	1					6	2	12	24	-12
501~550		1	1		1						3	3	9	27	-15
551~600			1								1	4	4	16	-8
f _x	3	3	9	11	15	46	40	13	3	1	144				
u	-4	-3	-2	-1	0	1	2	3	4	5					
uf _x	-12	-9	-18	-11	0	46	80	39	12	5	132				
u ² f _x	48	27	36	11	0	46	160	117	48	25	518				
vu	-4	-15	-16	20	0	-63	-156	-90	-40	-10	-374				

表7 吸水率—圧縮強度相関表

(B社試料)

x(%)											f _y	v	vf _y	v ² f _y	uv
	13.51	14.01	14.51	15.01	15.51	16.01	16.51	17.01	17.51	18.01					
y(kg/cm ²)	14.00	14.50	15.00	15.50	16.00	16.50	17.00	17.50	18.00	18.50	19.00	19.50	20.00	20.50	
126~150												1			1
151~175											1		1	1	
176~200					1	1	1				1	1			
201~225						2	2	3	3	1					
226~250			1	1	2	7	5	1	5	1	1				
251~275					4	11	2	3	2	2					
276~300	1			1	6	3	4	5	2	3					
301~325				1	1	7	1	1	2						
326~350			2	1	1	1	2	1							
351~375				1		1	1								
376~400		1													
401~425					1										
f _x	1	1	1	4	3	16	27	24	14	13	11	3	1	1	120
u	-6	-5	-4	-3	-2	-1	0	1	2	3	4	5	6	7	
uf _x	-6	-5	-4	-12	-6	-16	0	24	28	39	44	15	6	7	114
u ² f _x	36	25	16	36	12	16	0	24	56	117	176	75	36	49	674
vu	-6	-25	-4	-27	-6	-12	0	16	6	-21	-12	-45	-24	-28	-188

表8 吸水率—圧縮強度相関表

(C社試料)

x(%)	13.01	14.01	15.01	16.01	17.01	18.01	19.01	20.01	21.01	f	v	vf	v ² fy	uv
	14.00	15.00	16.00	17.00	18.00	19.00	20.00	21.00	22.00					
201~250									1	1	-5	-5	25	-20
251~300					1			1	1	3	-4	-12	48	-16
301~350			1	1	4	2	5	3		16	-3	-48	144	-54
351~400			1		2	6	3	3		15	-2	-30	60	-38
401~450			1		4	8	6	1	1	21	-1	-21	21	-25
451~500		1		1	7	9	3			21	0	0	0	0
501~550				1	4	8	7			20	1	20	20	21
551~600			1	2	5	6	9			23	2	46	92	40
601~650			1	1	8	5	1			16	3	48	144	12
651~700	1				2	1				4	4	16	64	-12
701~750				1	2					3	5	15	75	-5
751~800				1						1	6	6	36	-6
f_x	1	1	5	9	38	45	35	8	2	144		25	729	-103
u	-4	-3	-2	-1	0	1	2	3	4					
u/f_x	-4	-3	-10	-9	0	45	70	24	8	121				
u^2/f_x	16	9	20	9	0	45	140	72	32	343				
vu	-16	0	2	-12	0	13	-6	-60	-24	-103				

(3) 使用原土

化学成分、耐火度についてはいずれの原土とも差異はないが、鉱物組成、粒度分布などにおいて差異があるように思われるので、早急に試験検討したい。

なお、偶然の機会にC社の原土採掘場にて採取した、上、中、下層の原土があったので、これらにつき、化学分析、耐火度試験を行なったので、これを表5に示す。C社では、下層部分の原土を主として用いていることを付言する。

中、下層原土は表5に示すようにほとんど成分的にはわからないが粒度分布が異なっているので熱的性質を異にしていると考えられる。これに対し上層原土は化学組成から言っても前記2種とは異なっており、工場側では、これの使用を極力さけているようである。

ハロイサイトなどの粘土類を含有し、収縮大きく、赤レンガ焼成温度程度では焼縮りがよくないことに起因する。

しかしながら、大量の原土を採掘するので、上層の土の混入は避けられないのが現状である。

2. 吸水率、圧縮強度間の相関性

今回は品質のバラツキの大小に関連して、これら2物理量の相関性がどうなるかを検討した。

このため、2物理量の相関表を表6、表7、表8に各社ごとに作成し、相関係数をこれより算出した。

算出の結果、つぎの値を得た。

A社の相関係数 $r_A=0.52$

B社の相関係数 $r_B=0.42$

C社の相関係数 $r_C=0.30$

ちなみに、相関係数算出式は

$$r = \frac{n \sum uv - \sum u \sum v}{\sqrt{[n \sum u^2 - (\sum u)^2][n \sum v^2 - (\sum v)^2]}}$$

である。

C社のみが低値を示すのは原土の品質、これに加えて異種原土の混入ならびに不完全な混合、混練によると思われる。これはさきに示した図3の層別圧縮強度図に2つのピークがあることから2群の品質のもの、いいかえれば異質の土使用による結果とみなされる。

以上の相関係数から、原土の変動、焼成条件の不統一によりその係数は変化しているので、1つの物理量より他を推定することは危険を伴うことを痛感した。

IV 結 言

以上の実験結果をまとめると

1. 層別の吸水率は3社とも、その変動の状態がきわめて近似している。すなわち層4を最小値として、これより下層は変動が大きいが、上層部は小である。バラツキについても同じような傾向にある。

2. 層別の圧縮強度についても1と同じような傾向がある。ただ圧縮強度では層5を最大値発現の例所となっ

ており、両者間にはずれがある。

また標準偏差については高い強度を示すもの程、標準偏差の変動は大である。

3. 原土の混在、焼成条件の不統一により吸水率、圧縮強度間の相関性は必ずしも安定していない。

以上のことより、品質の安定を期するためには、必要以上の数値を発現させることよりも、層別間の変動の少ない品質を確保できる生産条件を把握することの肝要であることを痛感した。

6
昭和45年3月20日印刷
昭和45年3月25日発行

呉市西中央3丁目6番21号

編集兼行 広島県立呉工業試験場

電話 296438 (代表)

広島市大州5丁目1番1号

印刷所 中本総合印刷株式会社

電話 代表 804221番