

呉工業試験場報告

No. 12

Mar. 1969

目次

一編 文一

1. 粗トリル酸ケーキのエステル化等について(その4)	関 守雄, 東 正十郎	1
2. アタクチックポリプロピレンの基礎的試験(その1)	関 守雄, 東 正十郎	4
3. リグニン・フェノール系樹脂の応用について	東 正十郎, 清水加津子, 高崎宗利	7
4. 亜硫酸パルプ廃液濃縮物の銅型用粘結剤への応用(その4)	原 信彦, 内藤達也	11
5. 凝集剤によるろう石洗浄廃水の凝集処理実験	蔵本範雄, 藤本宗之	16
6. 県下における二・三の化学公害の発生とそれらの防弊について	藤本宗之, 東 正十郎	19
7. FRP漁船の試作について	高崎宗利, 東 正十郎	22
8. FRPと漁船用木材との密度強さについて	高崎宗利, 東 正十郎	29
9. FRPへのポリプロピレン繊維の応用について	高崎宗利, 東 正十郎	33
10. FRPハンドレイアップ成形法の強度におよぼす影響について	高崎宗利, 東 正十郎	37
11. FRPと発泡体とのサンドイッチの物性について	高崎宗利, 東 正十郎	41
12. 銅合金へのキレート滴定法の応用に関する実験	上田 勝, 田谷征男, 渡部英雄	46
13. 鉄鋼材料の腐食に関する基礎的研究	下勝秋夫, 清水達彦, 田谷征雄	49
14. 亜鉛メッキの低濃度クロメート処理について	清水達彦, 応和 尚, 下勝秋夫	56
15. ヤスリの庄庭材およびせん断強さにおよぼす速度の影響	石田 節, 岡山啓行, 鈴木 寛	61
16. 浸炭手掻針の特殊炭モドシイの試作について	石田 節, 池田哲郎, 横山宏樹	67
17. 手掻針の先端研磨ムラについて	加城正義, 石田 節	70
18. 針葉材の曲げおよびせん断強さにおよぼす速度の影響	加城正義, 新田 明, 石田 節	75
19. 肌挽機の長時間浸炭と有効硬化深さについて	加城正義, 鈴木 寛	79
20. 鉛の顕微鏡組織検出について	倉員尚子, 新田 明	82
21. 加精による溶接継手の機械的性質の変化	岡岡孝之, 蒲田政信, 片山義孝, 池田哲郎	84
22. アセチレン, プロパン両ガス炎による切断の比較	片山義孝, 野地英治, 岡岡孝之	88
23. 各種試験機のK値について	芳野光利	97
24. パルパの法則に関する実験	蒲田政信, 芳野光利, 野地英治, 池田哲郎	101
25. 球状黒鉛鋼鉄の内厚と性質との関係(その2)	中村和清, 丸下清志	103
26. 水ガラス・粘土粘結材による耐久銅型の研究	世良時夫, 内藤達也	108
27. ベントナイトの性質におよぼす加熱の影響	世良時夫, 内藤達也, 木原 博	115
28. 連続ソーダ系自硬性銅型砂への混練条件と砂中水分の影響	丸下清志, 原 信彦, 世良時夫	120
29. 銅鉄の凝固時の挙動について	橋本幸則, 中村和清, 応和 尚, 渡部英雄	124
30. 吸音材に関する研究	中塩武之, 大下 巖	127
31. 建設工事による騒音振動について	大下 巖, 中塩武之	130
32. 粗粒砥石による鋼材研削仕上げ作業	南良貞治, 吉池啓祐	135
33. 切削動力実験式について	片岡 豊, 山田皓一	140
34. 工具摩耗の進行について	片岡 豊, 正岡 忠, 吉池啓祐	148
35. 研削歯車の切下げについて	山崎隆志, 岡崎 愚	154
36. 長石-粘土-フリット系砥石粘結剤について	森田龍次, 山縣康男	156
37. マグネシアセメント砥石の曲げ強さについて	山縣康男, 永富 精	158
38. 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	木原 博, 浜岡英男	161

一ノート一

1. ヤスリ生産技術の問題点について	石田 節, 加城正義, 横山宏樹, 岡山啓行	168
2. 呉市堺川の水質汚濁調査	蔵本範雄, 藤本宗之	172
3. 呉市の交通騒音について	大下 巖	178

石油化学副産品に関する研究 (第8報)

粗トリル酸ケーキのエステル化等について (その4)

関 守 雄, 東 正 十 郎

I 結 言

SD法テレフタル酸(Tere Phthalic Acid以下TPAと略す)副産品である粗トリル酸(Crude Toluic Acid以下CTAと略す)は既報¹⁾に述べた如く図1の熱水処理法により, TPAを主とする二塩基酸分, トリル酸を主とする一塩基酸分および触媒成分を含む母液に分別できることが分った。

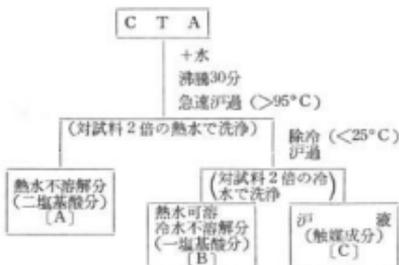


図1 熱水処理法

そこで筆者らはこれら有効成分であるTPAをアルコールエステルとして, 触媒成分中よりCo, Mnを炭酸塩として, 更に臭素化合物より臭素を回収する実験を行い, 2, 3の知見を得たので次に報告する。

II 実験方法

1. 試料

試料はSD法P-キシレン酸化生成物中の酢酸可溶物として酢酸蒸留塔より排出されたCTAで既報¹⁾に於て実験した同一品を実験に供した。

2. 熱水処理法における水量と熱水不溶解分収率, TPAおよびTPA収得率の関係

図1に示す方法で水量を対試料 5, 7, 10, 25, 100倍と変え それぞれの熱水不溶解分 [A] の収率および [A] 中のTPAを求めた。[A] 中のTPAの定量は既報¹⁾に述べた如くメチルエステル化し表1に示すガスクロ操作条件で得た各エステルピーク面積の比より計算した。

表1 ガスクロ操作条件

Model	島津 GC-1C	Carrier Gas	N ₂
Column packing	DEGS+H ₃ PO ₄ 1(%), 1(%)	Inletpress	3.0kg/cm ²
Temp	125°C	Deterter FID temp	250°C
	1.5m×3m/m	Injection temp	300°C

尚既報¹⁾に於てガスクロ条件が脱稿し, そのグラフにおいて, TPAとイソフタル酸が重なると記した事を訂正します。イソフタル酸ピークはTPAの後に出現する。

3. TPAのエスエル化

試料として, 熱水不溶解分 (7倍水) [A], [A] のエタノール部分エステル化精製物¹⁾ [D], および比較の為純TPAの三つをエステル化試料として表2の条件でエステル化した。

表2 エステル化条件

試料	16.6g 1/10モル	アルコール	2モル
濃硫酸	1/10モル	n-ブチルアルコール	
トルエン	50ml	n-オクチルアルコール	
反応時間	90min		

トルエンは反応中の生成水を系外に除去する為およびエステル抽出溶剤として加えた。反応終了後, 反応液を中和, 水洗後, アルコール, トルエンを留去しテレフタル酸エステルを減圧蒸留して分取した。

4. 触媒成分の回収

(1) 熱水処理法により回収

図1の母液 [C] を Na₂CO₃ で中和し, Co, Mn を炭酸塩として回収した。

(2) 高温焙焼法

CTAを900°Cで焼炭灰化し, 灰分中の金属分を硫酸で溶解処理した後(後)と同じく Na₂CO₃ で中和して Co, Mn を炭酸塩として得た。

(3) 低温焙焼法

CTAを有機物が炭化する程度で焙焼し, その炭化物

に濃硫酸を加え、触媒として加えられた臭化物より臭素を遊離させ、これを水蒸気蒸留で捕集する。臭素を留去した残液より(1)の方法で中和し、 Co 、 Mn を炭酸塩として得た。

■ 実験結果と考察

1. 熱水処理法における水量と熱水不溶解分収率、

TPA、およびTPA取得率の関係

図2に示す如く水量10倍を岐点とし熱水不溶解分収率はそれ以下に於て増加し、又その中に含まれるTPAは減少する。これは表2に見る如く熱水易溶成分である所のO-フタル酸、P-トリル酸、安息香酸が10倍水量で完全溶解した為と考えられる。従って10倍以下の水量に於ては易溶芳香族酸が不飽和状態として熱水不溶解分中に残る為収率の増加、TPA比の減少を起すと推測される。又熱水不溶解分収率とガスクロマトグラムより得た図2のTPA含有率の積を既報¹⁾で求めたCTA中のTPA46%で除した値がCTA中のTPA取得率で7倍水に於てその値は82%とかなり純化されている。表2、および図2よりして水量は多い程熱水不溶解分中のTPAは純化される、一方液量が多くなる事により芳香族酸の溶解量も増加し、触媒成分中の Co 、 Mn 回収の際、 Na_2CO_3 量の増加が考えられる。従ってTPA取得率変曲点7倍量が熱水処理法における適量と考えられる。

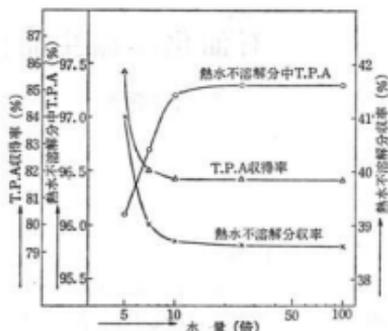


図2 熱水処理法諸結果

表3 芳香族酸の溶解度²⁾ (g/100g水)

成分	温度 °C				
	20	40	60	80	100
テレフタル酸	0.001	0.01	0.02	0.04	0.09
O-フタル酸	0.6	1.2	2.2	5.0	18
イソフタル酸	0.01	0.04	0.08	0.14	0.20
P-トリル酸	0.03	0.06	0.10	0.20	1.16
安息香酸	0.21	0.56	1.16	2.50	6.46

表4 TPAのエステル化結果

アルコール	試料	蒸留条件	エステル収率(対理論) %	残査率(対試料) %	m.p. °C	比重 20/20°C
n-ブチル	熱水不溶解分 [A]	174°C/2mmHg	85	14	17	1.046
	[A] 部分エステル精製 [B]		89	6	17	
	純 T. P. A [C]		95	2	18	
n-オクチル	[A]	243°C/2mmHg	86	9	41	0.983
	[B]		91	6	41	
	[C]		96	1	42.5	

2. TPAのエステル化

表3に示す如く熱水不溶解分 [A] および [A] の精製物 [B] からのエステル収率は純TPAのそれに比べ低く、残査が多い。これはTPA製造において副生する酸以外の副反応生成物として小方³⁾、小林⁴⁾らに見出されたフェノール系化合物、エステル類、炭化水素樹脂、ポリマー状物質、カルボニル化合物、重炭⁵⁾らの確認した黄色成分 3, 6-ジカルボキシ-9-フルオレン等が含まれる為と思われる。又融点降下はそれら酸以外の分解物の混入によると考えられる。

従って表2に示す如く熱水不溶解分中には酸以外の成

分が相当量含まれると予想される故、図2に示したTPA純度は、酸以外の副反応生成物量だけ低くなる。

3. 触媒成分の回収

炭酸塩収率は表5に示す如く7.5%と三回収法とも同じであるが、低温焙焼法よりの炭酸塩は臭素の混入による為か酸化しやすく炭酸塩としての安定性が悪い。熱水処理法の場合、IIIで述べた如く図1の液 [C] 中に酢酸および芳香族酸が相当量溶解しているため [C] を中和するためには Co 、 Mn 分の炭酸塩を得る理論量の2倍以上の Na_2CO_3 を必要とした。従ってCTAを沸騰処理する場合酢酸等揮発酸を含む有機液を系外に排出

表5 触媒成分回収結果

炭酸塩収率(対試料)(%)		7.5
炭酸塩中 (%)	CoCO ₃	37.6 ~ 38.5
	MnCO ₃	58.5 ~ 59.0
	Fe	0.5
	水分	< 5
臭素収率(対試料)(%)		0.6

し、中和 Na₂CO₃ 量を減少させる必要がある。又鉄分が含まれるのはP-キシレン酸化溶剤として用いた酢酸による装置材料の腐食によるものと考えられる。臭素は触媒として加えた臭素化合物である、臭化カリウム、臭化アンモニウム等より起因するが、高温焙焼した場合には臭素を回収出来なかった、これは臭素化合物が高温で分解揮散する為と考えられる。尚 Co, Mn の回収には、水酸化物として分離沈殿する事が可能であるが、水酸化物沈殿は泥状で浮遊操作が難しい。

IV 結 言

1. CTA中に含まれる約46%のTPAは熱水処理法(7倍水)により、熱水不溶解分として含量の82%が収

得され、その純度は約97%と純化された。

2. 熱水不溶解分をTPA源としてブチル或いはオクチルアルコール等の高級アルコールとエステル化する事により、容易にPVC用可塑剤であるテレフタル酸エステルを合成する事が可能である。

3. 熱水不溶解分を冷却し、一塩基酸分を晶出させた母液に Na₂CO₃ を添加中和を行い、CTA中に濃縮化され存在する触媒成分の Co, Mn を炭酸塩として得た。

以上の如く熱水処理法によりCTA中の有効成分である可成りの量のTPA及び少量ではあるが貴重な元素の Co, Mn を純度高く回収する事が出来る事が明かになった。最後に本研究に御協力下さった三井石油化学岩国工場 和光純薬株、本漢化学工業所および近畿大学工学部に感謝致します。

文 献

- 1) 関, 東: 本報告 N11 (1967), 125
- 2) 小田: ユニットプロセス I 「酸化」
- 3) 小方: 工化誌 67 (1966), 1156
- 4) 小林: 工化誌 59 (1954), 1396
- 5) 重康: 工化誌 68 (1965), 304

石油化学副品に関する研究 (第9報)

アタクチックポリプロピレンの基礎的試験 (その1)

関 守 雄, 東 正 十 郎

I 概 言

Ziegler および G. Natta らにより立体規則法 ポリプロピレンが合成されて以来、我が国に於ても P P の需要は著しく昭和43年は前年比でプラスチック 中最高の 168.7 (%)¹⁾ の伸率を示している。この躍進著しい P P は製造の際、数 (%) のアタクチック、ステレオブロック、低分子量なポリプロピレンが混生し、溶剤抽出によりアイソタクチックポリプロピレンと分別されている。この混生ポリプロピレンは非晶質である為一般に非晶質ポリプロピレンと云われ、その有効用途の開発が望まれ、今迄決定的な用途はなく、その大部分が燃料として消費されている。そこで筆者らもその用途と開発の基礎とすべき若干の実験を行いその結果を次に報告する。

II 実験方法

1. 試料の調整および加熱減量、燃焼性の測定

(1) 試料の調整

試料として S 社の透明ベレット状品と M 社の白色粘着性の強い未乾燥品を入手した。M 社品は、水分、抽出溶剤を含む為、160°C 5 時間、真空乾燥し、その乾燥品を以後の実験の試料とした。

(2) 加熱減量、燃焼性の測定

M 社品をルッホに 1 g 取り 100~300°C 迄 50°C 昇温で断続的に 50 分間加熱中に保ち、加熱減量を、クリーブランド引火点試験器により引火点、燃焼点、および発熱量を測定した。

2. 粘弾性の測定

M, S 両品を島津ユニバーサルレオメーターにより 200°C より 10°C ずつ 250°C 迄その粘弾性を測定した。

3. 抽出分別

ポリプロピレンの分別法として van Schooten²⁾ らの方法および G. Natta³⁾ の図 1 の方法がある。筆者らは後者の方法を応用し、n-ヘプタン抽出を、沸騰液によるソックスレーの抽出と沸騰液中での抽出と、図 2 に示す如く行なった。



図1 G. Natta の抽出分別法



図2 抽出分別

III 実験結果と考察

1. 試料の調整および加熱減量、燃焼性の測定

(1) 試料の調整

M 社品は未乾燥品故、乾燥すべく 160°C で乾燥を試みた所表面が黄色を帯び分解臭を放った為、真空下で乾燥した。M 社品は粘着性が強い為、乾燥容器として Cr メッキ処理し、離型剤を塗付する必要がある。

尚M社未乾燥品をJIS-K-2275石油製品水分試験方法で水分を求め、その他の揮発分を真空乾燥減量より求めた所、水分3~4.5(%)、その他の揮発分4~5(%)を認めた。

(2) 加熱減量、燃焼性の測定

試料は図3に示す如くかなりの減量が認められ、特に150°C以上に於てはその傾向が顕著で、減量品は粘着性が増し、黄色を呈した。

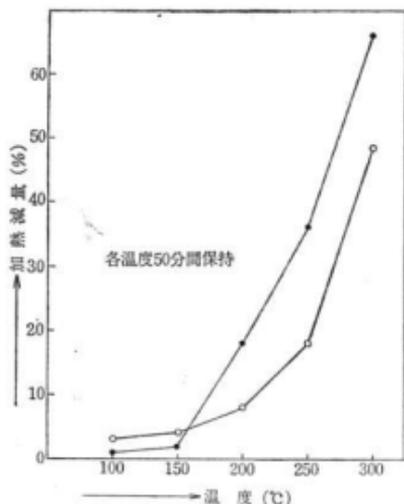


図3 加熱減量 (M社品)

この減量は熱よりも酸素による酸化分解と考えられ、MBネイマン⁴⁾は Iso-pp 130°C 酸素400mmHg 下で得られる揮発物として、水、ホルムアルデヒド、アセトアルデヒド、アセトン、メチルアルコール、過酸化水素、CO、CO₂ および H₂ を確認し、筆者らも非晶質ポリブレン、M社品について、250°Cで直接酸化を試みた所、かなりの水分発生が認められた事より、非晶質ポリブレンに於ても同じく対酸化性に欠けると考えられる。熱焼性は表1に示す如く発熱量は一般液体、固体燃料よ

表1 燃 焼 性

引火点 °C	燃 焼 点 °C	発 熱 量 cal/g
236	318	11000

り高いが燃焼点が300°C以上と高い事よりかなりの予熱が必要で、しかもその燃焼はローソクの如く勢いが次しい為、単独では燃料となり難いが、一般燃料と併用すれば、その燃焼残渣を残さぬ点、および腐食性ガスを発生しない事より中井⁵⁾の述べる如く有効な燃料になると思われる。

2. 粘弾性の測定

Coutte の式⁶⁾ $\Omega = \frac{T}{4\pi r L} \left(\frac{1}{R_1^2} - \frac{1}{R_2^2} \right)$ より各温度でのトルクTと、角速度 Ω の関係は図4に示す如く両社

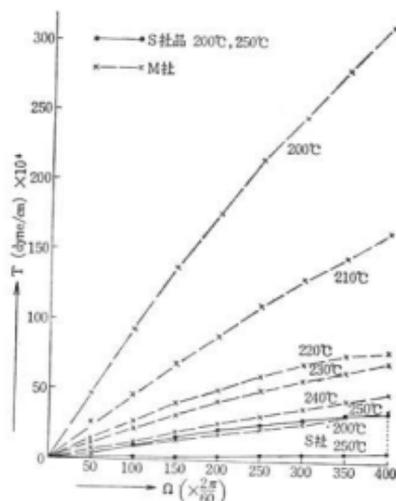


図4 T- Ω の関係

表2 抽出分別結果

	抽出物-1	抽出物-2	抽出物-3	抽出物-4	残渣-4
	アセトン可溶	濃酸エーテル可溶	n-ヘプタン可溶	沸騰n-ヘプタン可溶	残 査
外 観	ノリ状	粘性あるゴム状	軟質ゴム状	硬質ゴム状	粉 末
含有率 (%)	M 6 S 6	49 53	20 16	20 25	5 0
融 点 °C	M — S —	45~48 45~48	104~106 98~100	167~168 165~167	168~171

品に大きな差が認められる。これはそれらの組成に於てかなりの差がある為と考えられる。

3. 抽出分別

表2に於て抽出物-1が低分子量分、抽出物-2がアタクチック分、抽出物-3がステレオブロック低結晶度

分、抽出物-4がステレオブロック高結晶度分、残留物-4がアイソタクチックポリプロピレンとなり、図1の残留物-2を沸騰ヘプタンで抽出し、その抽出物を更に沸騰イソプロピルエーテルで抽出分別する方法と同じ結果を得たと考えられる。M社は表2に示すごとくS社より高融点分に富み、図3の如く粘性が大きく違うのは特にアイソタクチック分の影響によると考えられる。またその組成は分子量、結晶度が幅広く分布し、分別方法によりその取得物も異なり、製造元によってもその組成は大きく異なるようである。

IV 結 言

1. 非晶質ポリプロピレンはプロピレンメーカーにより更に分別方法により、その組成が異なり、一定組成の試料を得る事は、非晶質ポリプロピレンが副産品である為難しい点がある。
2. 非晶質ポリプロピレンは単味の用途としては、その発熱量の高い事より燃料とするのが最も簡単である。
3. 非晶質ポリプロピレンは、対酸化性に欠ける為、特に耐蝕性を要求される。高分子材料への配合にはその低分子量のアセトン可溶分、更にはエーテル可溶分のアタ

クチックポリプロピレンは分離除去し配合する必要がある。

以上の如く中井^{3),7)}、石野⁸⁾氏等の報告を資料とし、2,3の実験を行い、筆者らの行なっている石油化学副産品の研究に共通する生産廃物であるという難しい面を有するが、今後もその化成品化を目的とし引き続き研究を進める予定である。

最後に本研究に当り試料を提供下さった、三井化学工業㈱、互栄商事㈱、御指導下さった大阪市工研の渡辺先生、広大 村田、桑田先生および近大工学部、同校の学生依君等に感謝致します。

文 献

- 1) 石油と石油化学 13 No.1 (1969) 161 幸書店
- 2) J. van Schooten: Polymer 2 (1961), 161
- 3) 特公 35-4234
- 4) M. B. Neiman: 高分子の劣化、(産業図書)
- 5) 中井: ラバーダイジェスト, 19 No.6 (1967), 2
- 6) 小野木: レオロジー要論、(横書店)
- 7) 中井: ラバーダイジェスト, 19 No.7 (1967), 29
- 8) 石野: ラバーダイジェスト, 19 No.12 (1967), 53

リグニンの利用研究(第7報)

リグニン・フェノール系樹脂の応用について

東 正 十 郎, 清 水 加 津 子, 高 崎 宗 利

I 緒 言

既報¹⁾に於いて、筆者らの一人はSPリグニン粉末の鉤物砂粘結剤への応用に関し、報告を行なったが、KPリグニンについて、同様な基礎的実験を試みた。

リグニン中には、フェノール性水酸基が4~5個の単量体当り1個は存在する。Brauns²⁾らはフェノール性水酸基の含有量は、C₉あたり0.26と報じている。

又遊離アルデヒド基は、末端のコニフェニルアルデヒドとして、40~60個のモノマー当り1個程存在することが明らかにされ³⁾、リグニンが、フェノール性水酸基をかなりの程度に、遊離アルデヒド基は、微量ではあるがもつことが知られ、フェノール代用資源としての関心がもたれている。

一般に木材をKP蒸解し、その黒液を酸性にして得られるアルカリチオリグニンは原料木材チップ中のフェノール性水酸基量が増大し、かつカルボキシル基量も大となり、分子量は減少し、変質が相当進んでいる⁴⁾。

リグニンは、フェノールと縮合することが、Hibber⁵⁾らにより古くから知られ、リグニンに4分子の石炭酸が作用し、その1ヶはリグニンの-OHとエーテル状に他の3ヶは附加するといわれ、E. Freudenberg⁶⁾は40~60 partsの木質ファイバーと10部のフェノールから作ったレジニに過量のヘキサメチレンテトラミンを作用せしめてのプラスチック化を試みている。

同様な実験は、Crepas⁷⁾らや他の多くの特許にも見られ、木粉あるいはリグニンとフェノール縮合物にヘキサメチレンテトラミン等を添加、加圧成型し、安価なベークライト代用品を得る諸法が実験されている。

その他リグニン、アニリン系⁸⁾、リグニン、フルフラール系等⁹⁾のプラスチック化の考案もあるが、充分工業化され得る程の成果を挙げてはいない。

近年精密鉤造法の一法として、シェルモールド法が広く実用化されているが、フェノール樹脂による良い成型性の反面、コスト低減等に問題点があり、種々安価なレジンを求めての研究が行なわれている。特に国策バルブ所有PAT. 1725, 1729, 1730に見られる鉤型砂への応

用の研究開発は注目されるべきものがある。

筆者らは、KPリグニンの反応性の高い点に着目し、フェノールと混合し、若干の反応を進めて得たリグニン、フェノール反応物に過量のヘキサミン、アンモニア水およびメタノールを加えてのリグニン、フェノール系レジニ液を試製し、これの粒砂のバインダーとしての応用化の可否を実験し、かなり実用化への応用に希望がもたら得る若干の知見を得たので、次に報告する。

本報告は、その基礎的研究の一部についてののみ論ずるにとどめるが、筆者らは、更に深く本テーマに関し、研究を進める計画である。

II 実験方法

1. 供試原料, KPリグニン

国策バルブ製造アスバンド120-Lを用いた。会社カタログによる性状は次のとおりである。

外観	褐色粉末
水分	5%以下
見掛比重	0.5
pH	3以下(25%水溶液)
灰分	0.5%以下
硫黄	2%以下
分子量	500~2000
フェノール性OH	0.4個/unit

筆者らが行なった分析結果は、表1の通りである。

表1 供試KPリグニン

水分 %	対 絶 乾 試 料	
	灰 分 %	硫 黄 分 %
5.18	0.21	1.47

2. リグニン, フェノール系レジニの調製

(1) 予備実験

リグニン10に対し、フェノール10~5の重量割合で加熱溶解を行い、そのフェノールへの溶解性、融点を測定した結果、リグニン10、フェノール5では溶解状態不良

であったが、フェノール6を越えるとその溶解混練が急に容易となった。但し、メタノールを溶剤として若干加える場合は、その限りではない。リグニン、フェノール初期反応物の融点には明らかな差を認めず、いずれもフェノールの融点付近で軟化溶解した。

フェノールを、可能な限り節減し、安価なリグニン、フェノール系レジンを得る目的からして筆者らは基本配合として、リグニン、フェノールを10:6(重量比)において以下の諸実験を進めた。

なお、リグニンとフェノールのある程度の反応を行なわしめる為、100°C前後で両者を30分間攪拌する処理を行なった。

(2) 珪砂への配合成型

前記リグニン(10部)、フェノール(6部)混溶液をメタノール10部で以て溶解したレジン液を珪砂100部に対しレジン固形分として10部、ヘキサミン粉末を3部混練し、手詰にて成型し、焼成条件毎(100°C、200°C各1hr)の成型品について、遊離ホルマリン、石炭酸を定量した。

ヘキサミン粉末のレジン液への溶解は不十分であると考えたため、先ず50%ヘキサミン水溶液を調製し、若干不溶解のヘキサミンを溶解するに足るだけのNH₄OH液(NH₄OH 1:水1)を添加した液を作った。実験の結果それは、50%ヘキサミン液6部に対し、前記NH₄OH液1.3部の混合で充分であった。そのヘキサミン-NH₄OH液を固形分10部のレジン液にヘキサミンとして、3部に相当するよう加えたところ、両者は、完溶した。ちなみに5%ヘキサミン水溶液はレジン液と混溶しなかった。少量のNH₄OH水の添加がレジン、ヘキサミン均質液の調製に有効であったことは興味深い。

なお、この方法によれば、リグニン、フェノール混溶液にメタノールの添加は少量で済み、ヘキサミンの配合も均質化し、反応性良きレジン液の調製が容易になることが認められた。本試験に於ては前記リグニン、フェノール、ヘキサミン、アンモニア水の珪砂100部への配合は、3.5~7部と変化せしめ、混練は乳鉢で、成型は、25mmφ、20mmの型に一定荷重で3回スタンプレ行なった。成型時の生型重量は各20grとした。

(3) 遊離ホルマリン、フェノールの定量法

遊離フェノールは試料粉末を水蒸気蒸留し、溜出液の一部に、臭素試液の過剰を加え、塩酸性、KI添加、遊離I₂をチオ硫酸ナトリウム液で滴定する常法²⁾により求めた。

遊離ホルマリンは前記溜出液に、ジメドンアルコール液を加え、ブロムフェノールブルーを指示薬として4N-HClおよびNaOH等を加え、12時間放置、ろ過、水洗後のppt量から求めた³⁾。

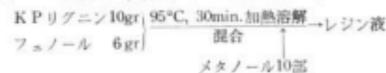
(4) 強度試験法

成型焼成試料の圧縮強度等の試験は、5等島津オートグラフを用いて測定した。圧縮時の荷重速度は20mm/minであった。

■ 実験結果と考察

1. 予備実験

次の配合で調製したKPRリグニン、フェノール、メタノールレジン液(以下レジン液と略記す)の固形分(80°C、1hr加熱2回後秤量)は60.7%であった。



珪砂への配合成型は下記条件で行なった。

珪砂	100部	} 手詰
レジン液(固形分として)	10部	
ヘキサメチレンテトラミン	3部	

焼成は100°C、1hrさらに200°C、1hr行なった。焼成物中の遊離フェノールおよびホルマリンの定量値を表2に示す。

表2 レジン液を用いた焼成物

項目	遊離フェノール(%)	遊離ホルマリン(%)	重量減少(%)
100°C, 1hr	0.952	4.10	1.81
200°C, 1hr	0.031	0.12	4.49

100°C、1hrの焼成では、フェノール、ホルマリン共かなりの量の残存遊離が見られるが、それをさらに200°C、1hr加熱処理したものでは、いずれも0.1%前後と低下し、加熱処理が完結に近いことが認められる。しかし、200°C、焼成後の重量減少は、4%を越え、フェノール等の揮散が考えられる。焼成中、リグニン、フェノール臭の発生が強く、この点再考を要する。

2. レジン液へのNH₄OH添加

レジン液(リグニン、フェノール、メタノール)に粉末のヘキサミンは溶解度低く、均一反応が期待できない。50%ヘキサミン水溶液は、レジン液とは分離する。又50%ヘキサミン水溶液中には、用いたヘキサミンの約半量位しか溶解していない。これを溶かすに足るだけのNH₄OH水(1:1)を添加し、下記配合で完溶することを得た。

ヘキサミン	3gr
H ₂ O	3gr
NH ₄ OH(1:1)	1.3ml

このヘキサミン、NH₄OH水を固形分として10gr含むレジン液に加えたところ、全体が褐色透明に溶解し、このような少量のNH₄OHの添加が均一液の調整に有

効であることを知った。

以下の実験は、このようにして得たレジンを、ヘキサミン、 NH_4OH 液（以下改良レジン液と略記する）を、下記配合で用いた。

球砂	100gr	改良レジン
レジン液（固形分として）	10gr	
ヘキサミン	3gr	
H_2O	3gr	
NH_4OH (1:1)	1.3ml	

混練成型（手詰）後30分間室温に放置後、 100°C の電熱炉中で1hr、さらに 200°C で1hr焼成を行なった。焼成物中の遊離フェノール、ホルマリン、焼成減量を表3に示す。

表3 改良レジン液を用いた焼成物

項目	遊離フェノール (%)	遊離ホルマリン (%)	重量減少 (%)
100°C, 1hr	2.65	0.87	5.92
200°C, 1hr	0.10	0.01	6.63

減量が多いのは水分の多い液を添加したためによるもので、 100°C と 200°C との差の少ないことは、リグニン、フェノールとヘキサミンとの反応がよく行なわれたためと考えられる。遊離フェノール、ホルマリン共0.1%以下になし得て、焼成は完結に近い程度まで進行したことを示している。

3. 改良レジン液の添加率変化

前記 NH_4OH を含む改良レジン液をリグニン、フェノール固形分として球砂に対し、3.5~7%と添加率を変え、一定条件で成型（スタンプ3回）後 100°C 、 200°C と焼成し、重量減少、遊離フェノール、ホルマリン量、強度を測定した結果を、表4、表5、表6に示す。

表4 改良レジン液を用いた焼成物の重量減少

添加率	3.5%	5%	7%
100°C, 1hr 後	11.4%	14.2%	19.1%
200°C, 1hr			

減量が多いのは改良レジン液中の水分の多いことに起因する。成型時水分の過剰は初期強度にも悪影響することから、メタノールおよび水の量を低下せしめれば、改良され得ると考えられる。

100°C 焼成においては、かなりの量の遊離が、特に、フェノールの遊離が見られるが、 200°C 焼成のそれらは、1つの例外を除き、0.1%以下に低下し、焼成が殆んど完全であることが認められた。

表5 遊離フェノール (%)

添加率	3.5%	5%	7%
100°C, 1hr	1.32	1.68	2.53
200°C, 1hr	0.18	0	0.05

表6 遊離ホルムアルデヒド (%)

添加率	3.5%	5%	7%
100°C, 1hr	0.69	0.96	0.88
200°C, 1hr	0.03	0.08	0.08

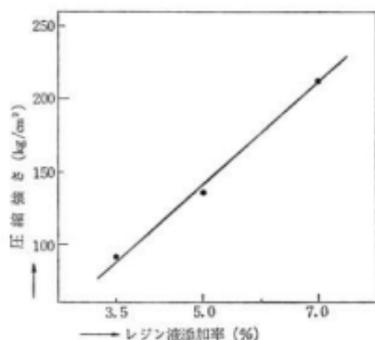


図1 改良レジン液を用いた焼成品の強度

焼成品の圧縮強さを試験した結果は、図1に示す如く、レジン添加量の増加に比例し、強度は増し、70%（固形分）添加のそれは、 $200\text{kg}/\text{cm}^3$ を越え、焼成中におけるフェノールの蒸発減耗が幾分あるにもかかわらず、リグニン、ヘキサミンとの縮合が進んでいることを示している。

4. フェノール、リグニン、尿素系レジノール樹脂
フェノール、パラホルムアルデヒドを NaOH アルカリ性で反応せしめ、レジノール化し、リグニン、尿素を添加、ヘキサミンを最後に添加して仕上げた樹脂液（製造条件は略す）の固形分は70.2%で、球砂100に対し、固形分として10%に相当する樹脂液を添加、焼成し、遊離フェノール等を測定した結果は、表7に示す。

表7 尿素系レジノール樹脂を用いた焼成物

項目	遊離フェノール (%)	遊離ホルムアルデヒド (%)	重量減少 (%)
100°C, 1hr	0.66	1.53	2.29
200°C, 1hr	1.09	0.40	3.91

改良レジン液の配合のそれに比し、200°C焼成後の遊離フェノール、ホルマリン量が多く、焼成が完全でなく、改良レジン液の焼成に劣ることが認められた。

5. かき殻成型への応用

広島特産かきの殻は、その放置のため「附着有機物の腐敗により悪臭を発生し、公害発生事件を起し、その何らかの処理が強く望まれている。このかき殻の2mm大

の破砕粉を原料とし、軽量建材の製造開発を目的とし、前記レジン液を用い成型実験を行なった。その実験例の一部を次に示す。

かき殻100部、レジン液(固型分として)8部、ヘキサミン適量を混練し、金型に軽くコテ圧にて充填し、15mm厚さに成型し、加熱炉内で200°C前後で焼成したものの物性試験を行なった。その結果を表8に示す。

表 8 かき殻を用いた焼成物の物性

圧縮強さ	曲げ強さ	引張強さ	比 重	吸 水 率	熱 伝 導 率
230kg/cm ²	89.1kg	24.8kg/cm ²	1.48g/cm ³	0.12g/cm ³ /24hr	0.263kcal/mh°C (平均温度55°C)

かなりの機械的強度を有し、吸水率、熱伝導率の程度も悪くなく、建築建材としての応用の可能性があることを認めた。

IV 結 言

以上K P リグニンにフェノール、ヘキサミンを添加したレジン液の珪砂、かき殻粉への結合剤としての応用実験を試みた結果、次の結論を得た。

1. K P リグニンはフェノールに溶解軟化するが、無溶剤(メタノール)時には、10:6比の配合がよく予めK P リグニンとフェノールを100°C前後で溶解混拌を行い、一部軟化反応せしめるのがよい。
2. K P リグニンにフェノールを軟化反応剤として加え、メタノールで溶解し、レジン液を作り、ヘキサミンを添加、珪砂に配合したものを、200°C、1hr 焼成した場合、遊離フェノール、ホルマリンは1%以下となり、焼成がかなり進行する。
3. レジン液にヘキサミンをアンモニア水で溶解し、全体を溶解する方法による改良レジン液は珪砂に均質に混練され、焼成後の遊離フェノール、ホルマリンも0.1%以下に低減し、焼成が先のレジン液よりもさらによく進んだ。

4. レゾール樹脂にK P リグニンを配合したものの焼成は不良であった。

5. かき殻粉にレジン液を添加、コテ圧にて成型焼成したものの強度、物性は、かなり良好で、建築建材等への応用が有望視される。

最後に、本実験に絶大な協力と関心を寄せられた、友愛化学研究所、天広礼夫氏に深く感謝する。

文 献

- 1) 原、東:本報告, No. 11 (1967), 85
- 2) Brauns, F. E.: The chemistry of Lignin, (1952)
- 3) 林試編:木材工業ハンドブック, (1958), 149
- 4) 同上, 148
- 5) S. Ushakov u. E. Freudenberg: Kunststoffe, 24 (1934), 277
- 6) E. Crepaz u. M. Bartolini: Kunststoffe, 31 (1941), 45
- 7) 八浜:リグニンの化学, (1948), 710
- 8) 同上, 713
- 9) 合成樹脂工業技術編:合成樹脂便覧, (1958), 495

リグニンの利用研究 (第8報)

亜硫酸パルプ廃液濃縮物の鋳型用粘結剤への応用(その4)*

原 信 彦, 内 藤 達 也

1 緒 言

リグニンは従来も外型, 中子を問わず, 鋳物砂に広く使用されているが, そのほとんどは乾燥による強度向上効果を利用しての補助的, ないしは代替的な利用に留まっているようである。

これらの場合に用いられるリグニンは, 通常, 液状のものであるが, 筆者らはS P リグニンの粉末が建設資材として市販されだしたことに着目して, これを主粘結剤として利用することを検討した結果, 1~2% (対砂) という少量の水分で成型に充分な初期強度が得られるとともに, 放置による水分の蒸発によって相当の強度が得られることを知り, 実用面の検討も加えた結果, 鋳物砂として使用できる見通しを得たので報告する。

II 実験方法と試料

1. 試 料

本実験に用いた試料は次の通りである。

(1) 珪 砂

珪砂は黒井6号を使用し, その粒度分布を表1に示す。

表1 黒井珪砂6号粒度分布 (%)

メッシュ	20	28	35	48	65	100	150	200	270	フル イ下
黒井6 号	—	1.2	3.0	6.2	29.2	53.0	5.8	0.6	0.6	0.6

(2) S P リグニン

S P リグニンはサンエキス (粉末) の Ca ベースのもので P 201 (広葉樹) および P 501 (針葉樹) の二種類を使用した。

その主成分を表2に示す。

表2 サンエキスの主成分

サンエキ スの種類	主成分 (対固型分%)				水分 (%)	PH 5%水 溶液
	リグニン スルホン 酸	還元性 糖類	灰分	カルシ ウム		
P 201	43.8	19.3	7.8	4.9	3.2	5.5
P 501	55.2	7.7	12.3	5.6	3.6	5.5

(3) その他の添加物

補助粘結および鋳傷防止を目的としてデキストリン, ポリビニールアルコール, ペントナイト, コンスターチ, ベンガラを使用した。

2. 実験方法

試料砂は黒井珪砂6号に粉末リグニンと水を所定量加えたものと P 201, 3% に水1.5~1.7% 添加した基本砂にデキストリン, コンスターチ, ペントナイト, ベンガラを1, 2, 3%, ポリビニールアルコールは0.2, 0.4, 0.6% 添加して石川式攪拌装置で5分間高練した。

ポリビニールアルコールはあらかじめ水溶液にして添加した。

強度の測定は50φ×50mm の標準試験片を作製 (5回つき固め) し成型時ならびに所定時間放置後の圧縮強さを測定した。

又, 1部のものについては標準試験片ではスケールアウトになるため28φ×50mm のもので試験した。

吸湿試験はP 201, 3% 水1.5% 添加した砂で50φ×30mm の試験片を作製し24時間放置したのも50φ×50mm のビニール管に入れ水分4.5% の合成砂を20mm の厚さにつめ, 所定時間放置したのも, 合成砂に直接接した部分をA点としA点より10mm 入った部分をB点, 20mm 入った点をC点とし, 各点より15g の試料を採取して合成砂からの吸水量を測定した。

残留強度の測定はリグニン3% 水1.5% の砂で28φ×50mm の試験片を作製し, 成型後24時間放置したのも各温度で1時間換成し, 冷却後圧縮強さを測定した。

III 実験結果と考察

リグニンの配合量を2, 3, 4% の3種類とし, 水分量を0.5~2.0% の範囲で変化させた際の強度試験の結果は次の通りである。

リグニン2% では強度, 表面安定性とも, やや不良であるが3% では良好であった。

リグニン3% の場合の強度試験の結果は図1, 図2に示す通りである。

* 昭和42年, 43年, 日本鋳物協会第73回, 74回講演大会発表

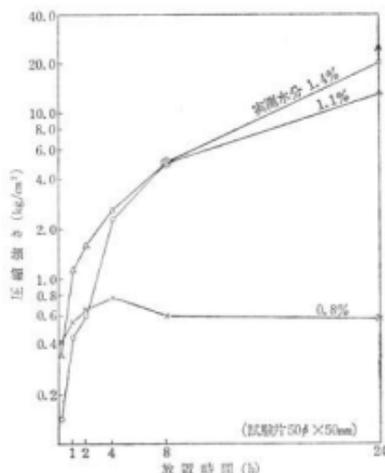


図1 水分量と強度との関係 (P201, 3%)

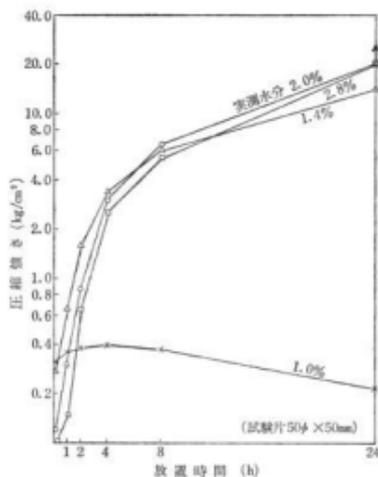


図2 水分量と強度との関係 (P501, 3%)

P501はP201に比べて水分を多く必要とし、水分0.5%ではP201は成型可能であるのに対しP501はぼろついで成型できなかった。

又、P201は水分2%以上ではべとついで成型困難であるのに対しP501は3%まで成型できた。

P201では0.5%、P501では1%程度の水分では初期

強度は0.3~0.4kg/cm²に達するが放置による強度の上昇は期待できないばかりでなくリグニンの粘性のため成型性もよくない。

水分をP201で1.5% P501で2%以上にすれば24時間放置後の強度は20kg/cm²以上に達する。

なお、水分量の変化に対してはP501の方がP201よりも鈍感である。

リグニン3%、水1.6%添加したもののP201とP501の放置強度の比較を図3に示す。

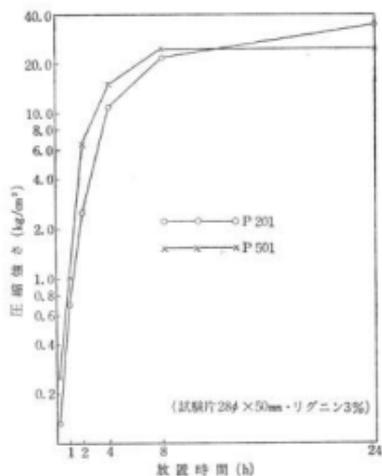


図3 P201, P501の放置強度

P201はP501に比較して初期強度は低いが、24時間後では約10kg/cm²の差が認められる。

又、図1, 2との立上りの差はテストピースの寸法の違いによるものである。

リグニン4%添加した場合は、強度、表面安定性とも3%のものより優れているが、ガス発生量などを加味すればあまりこのましくないように思われる。

P201, 3%水1.5, 1.7%の基本砂に各種の添加物を加えた場合の添加物の量と初期および24時間後の強度の関係を図4~図8に示す。

デキストリンの添加量と強度の関係はデキストリンが増加するとともに初期強度はわずかに上昇するが24時間後の放置強度は水分1.5%のものは大きく低下するが1.7%では上昇する。

コンスターチの場合は初期強度はほとんど変化しないが放置強度は水分1.5%, 1.7%ともに大きく低下する。

ポリビニールアルコールを添加した場合は初期強度は

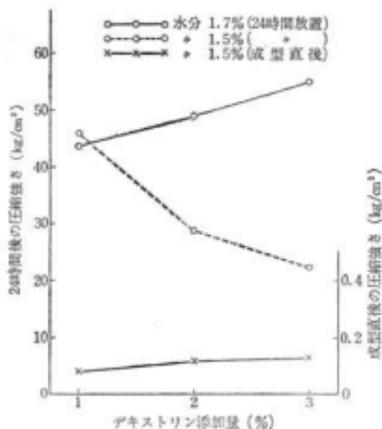


図4 デキストリンの添加量と強度の関係

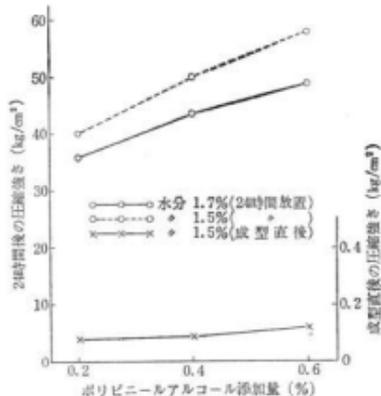


図6 ポリビニールアルコールの添加量と強度の関係

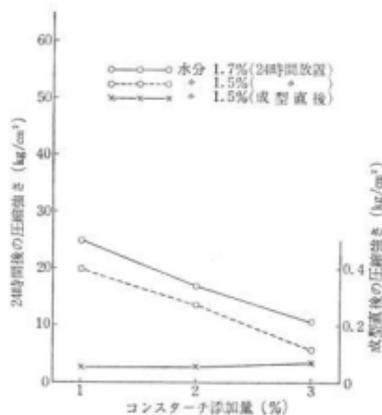


図5 コンスターチの添加量と強度の関係

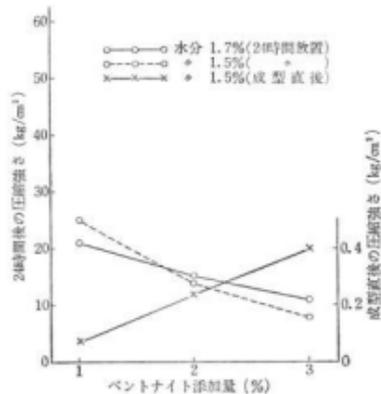


図7 ベントナイトの添加量と強度の関係

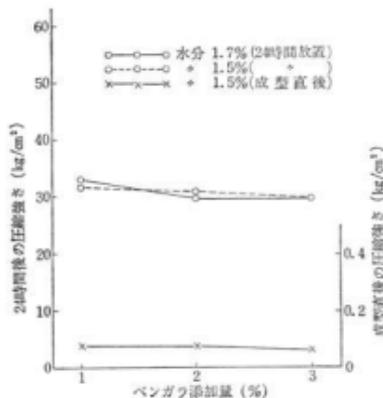


図8 ベンガラの添加量と強度の関係

わずかに上昇しないが放置強度は大きく上昇する。

ベントナイトを添加した場合はベントナイトの量が増すとともに初期強度は大きく上昇し放置強度は大きく低下する。

ベンガラを添加した場合はベンガラが増加しても初期強度、放置強度ともにほとんど変化しない。

粉末リグニン3%、水1.6%の基本砂に各種の添加物を加えた場合の強度の経時変化を表3(P201)表4(P501)に示す。

添加物の添加量はデキストリン、コンスターチ、ベントナイト、ベンガラは1%としポリビニールアルコールは20%水溶液を2%添加した。

表3 リグニン砂の強度におよぼす添加物の影響(P201)

添加物の種類	圧縮強さ (kg/cm ²)						
	成型直後	1時間放置	2時間放置	4時間放置	6時間放置	24時間放置	24時間放置
P201のみ	0.13	0.7	2.5	11	22	35	
デキストリン	0.32	1.0	3.6	17	30	42	
PVA	0.25	0.8	2.2	16	36	44	
ベントナイト	0.56	1.2	1.8	3.5	8.0	12	
コンスターチ	0.08	0.5	1.9	5.4	14	22	
ベンガラ	0.10	0.6	2.8	12	25	39	

P201、P501ともに6時間までは急激に強度は上昇するが6時間以後は、ほとんど上昇しない。

又、リグニンのみの場合と同様 P501は初期強度が高く P201は24時間後の放置強度が高くなる。

表4 リグニン砂の強度におよぼす添加物の影響(P501)

添加物の種類	圧縮強さ (kg/cm ²)					
	成型直後	1時間放置	2時間放置	4時間放置	6時間放置	24時間放置
P501のみ	0.25	1.0	6.7	15	25	25
デキストリン	0.31	2.0	7.6	16	28	30
PVA	0.32	3.0	10.0	17	33	34
ベントナイト	0.40	0.8	1.4	6	12	12
コンスターチ	0.31	0.7	0.9	3	3.6	3.6
ベンガラ	0.25	1.1	5.0	14	24	24

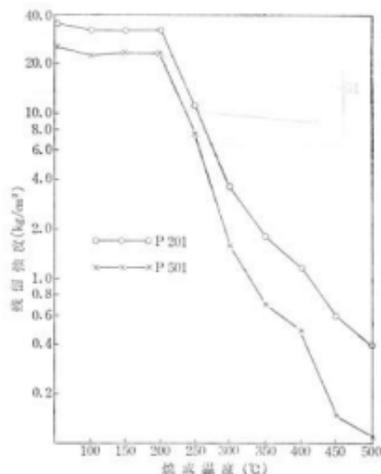


図9 焼成温度と残留強度の関係

次にこの砂の長所である崩壊性についての試験結果を図9に示す。

残留強度は200°Cまでは、たいした変化はないが200°Cを越すと急速に強度は低下する。

又P201とP501とはP501の力が強度の低下は大きく、500°Cで、P501は0.1、P201は0.5kg/cm²である。

この差は還元性糖類の多少によるものと思われる。リグニンの短所である吸湿性を調べるために行なった試験の結果を表5に示す。

この試験では比較のためガス型を用いたが吸湿量はP501がやや低くP201はガス型砂と同等であった。

ただし吸湿による強度低下はP201、P501、ガス型の順であった。

表5 吸湿性試験結果(%)

経過時間 (h)	1			2			4			8			24		
	A	B	C	A	B	C	A	B	C	A	B	C	A	B	C
水分測定 位置															
P 201	0.7	0.4	0	0.9	0.5	0	1.2	0.7	0	1.3	0.8	0.1	1.5	1.0	0.5
P 501	0.6	0.2	0	0.8	0.2	0	1.0	0.3	0	1.1	0.4	0.1	1.3	0.7	0.3
ガス型	0.7	0.4	0	0.8	0.4	0	1.4	0.7	0.1	1.5	0.8	0.2	1.9	1.2	0.7

IV 結 言

1. 粉末リグニン「サンエクス」P201、P501を鈎物砂粘結剤として使用する場合、黒井珪砂6号に対してはサンエクス3%、水1~2%の配合が適当で、低水分では初期強度が高く高水分では放置による強度の上昇が大きい。

従って生型的に使用する場合は低水分にして初期強度を高くし自硬性的に使用する場合は高水分にするのが良い。

2. リグニン砂に補助粘結剤を使用する場合は初期強度、放置強度の両面から見て、ポリビニールアルコール、デキストリンが適当である。

3. リグニン鈎型の崩壊性は非常に良く、残留強度は200°Cを越ると大きく低下するがP201とP501とではP501の方が大きく低下する。

4. 吸湿性はガス型と同等かやや少ない程度であるが吸湿による強度の低下は大きいから注意しなければならない。

化学的公害に関する研究(第4報)

凝集剤によるろう石洗浄廃水の凝集処理実験

I 緒 言

広島県下北部の庄原地方には、ろう石採掘場があり、現在稼行中のものは約10鉱山で、その産額は、全国の約15%を占めている。

ろう石の主要な用途は、その一つとしてレンガ等の耐火原料に用いられ、他の一つとしては原鉱石を粉砕し、粉材として、各種製紙のコーティング用、あるいは農薬、薬品等の固形材として用いられている。

ろう石は、採掘後、選鉱工場にて粗砕が行われ、その後、付着粘土、砂あるいは冬季の雪等除去のため、水洗が行われる事がある。その場合、一部業者は、その粘土を適当に加工して、プレス粘土の名称で販売している。しかし他方、一部の選鉱工場においては、ろう石洗浄廃水の濁度が約1万度に及びそれが河川に流れこみ、田畑等に被害を与えている。

その廃水の一例を表1に示す。

表1 ろう石洗浄廃水分析結果

項 目	分析値	項 目	分析値
PH	5.0	溶解性蒸発残留物 (ppm)	55
全蒸発残留物 (ppm)	37,500	濁 度 (度)	約10,000

高選鉱工場は、簡易沈源池を設置している程度で、他には殆んど廃水処理施設を有していない。

そこで洗浄廃水に凝集剤を加える^{1,2)}事により、ある程度の被害を防ぐことが出来るのではないかと考え、簡単な凝集処理実験を試みたので報告する。

II 実験方法

1. 試料

ろう石洗浄廃水として、次の試料を用いた。

A試料……うす黄だいたい色廃水 PH……5.0

濁度……約 数千度

(ろう石に付着した粘土状の土砂を水に分散させたもの。風乾約3%溶液
尚、付着粘土状土砂中粒子の大きい石、砂等は篩にて適当に除去した。)

蔵本範雄, 藤本宗之

B試料……黄だいたい色廃水 (")

C試料……茶灰廃水 (")

2. 凝集剤

凝集剤として次のものを使用した。³⁾

(1) 無機塩

硫酸アルミニウム

硫酸第二鉄

A-I.C. (市販のA社製品。硫酸アルミニウムに硫酸第二鉄と若干の遊離硫酸を配合調整したものである。)

(2) 高分子凝集剤

非イオン性凝集剤。(市販のA社製) (陶土用)

3. ジャーテスト

ろう石洗浄廃水 500ccをビーカーにとり、この中に凝集剤を適当に添加し、ジャーテスターにて攪拌した。尚PH調整は、廃水量大なる事を考え行わなかった。攪拌条件は急速攪拌 150rpm につづいて、低速攪拌 30rpm 各5分間づつ行ない、その後攪拌を止めて静置5分後に上澄液 100ccを静かに採取し、採取した資料につき、濁度を測定して、凝集剤の効果の判定を行なった。

III 実験結果と考察

1. 無機凝集剤による凝集処理

(1) 硫酸アルミニウムを凝集剤に用いた場合

硫酸アルミニウムを凝集剤として用いた場合の残留濁度は図1に示す通りである。A試料、B試料共に硫酸アルミニウム添加量 80ppmで最小となり、その測定値は32度、55度であり、C試料においては、添加量 40ppmで残留濁度50度の水が得られた。又A、B、C試料共に硫酸アルミニウム 30ppm添加で、目標とする清浄な水を得ることが出来ること認められた。

(2) 硫酸第二鉄を凝集剤に用いた場合

図2に示す様にA試料、B試料、C試料共に 80ppm添加で最良除濁効果が得られた。この時の残留濁度は、A試料44度、B試料66度、C試料は40度であり、充分に除濁効果は認められた。

尚凝集剤として、硫酸第二鉄と硫酸アルミニウムを比較する際、硫酸第二鉄は除濁効果では殆んど遜色はない

が、やや着色する欠点があった。尚この場合、A、B、C試料共に40ppm添加で目標とする清浄な水が得られた。

(3) A-I.C. を用いた場合

(市販のA社製品。硫酸アルミニウムに硫酸第二鉄と若干の遊離硫酸を配合調整したもの。)

A試料、B試料共におよそ、80、100ppm添加で最良の除濁効果が認められた。残留濁度は夫々22度、28度で除濁効果は顕著であった。C試料は40ppm添加で残留濁度を24度に下げることが出来た。本凝集剤は略40ppm添加で、目標とする清浄な水を得られることが理解出来た。(図3)

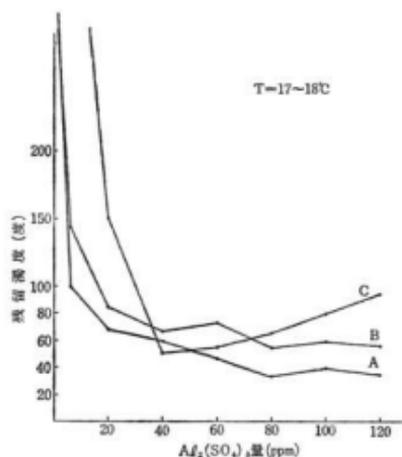


図1 硫酸アルミニウムによる凝集処理

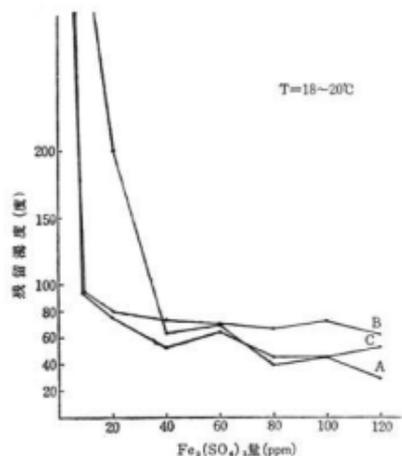


図2 硫酸第二鉄による凝集処理

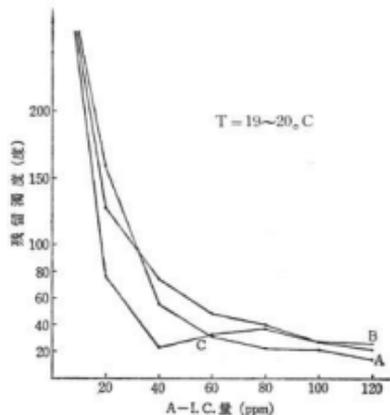


図3 A-I.C. による凝集処理

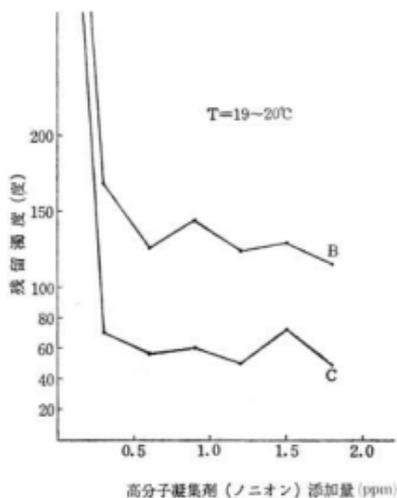


図4 高分子(ノニオン性)凝集剤による凝集処理

2. 高分子凝集剤使用による凝集処理

- (1) 高分子凝集剤（市販のA社製、非イオン凝集剤）を用いた場合

図4で示す様に、凝集剤添加量 1.2ppmにより、B試料は残留濁度約125度、C試料は残留濁度約50度を示した。

尚A試料は残留濁度、300度以下にはならなかった。

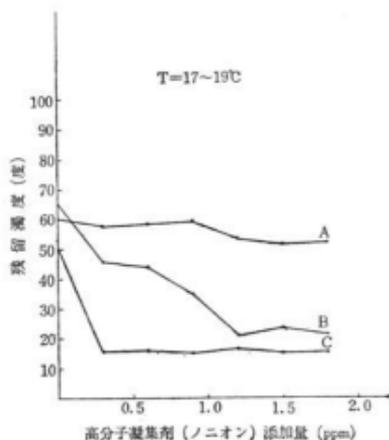


図5 硫酸アルミ 40 ppm と高分子凝集剤の量を変えて併用した場合の凝集処理

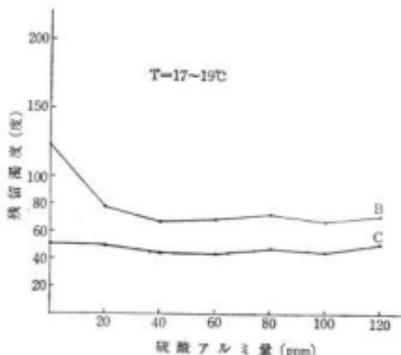


図6 高分子凝集剤 1.2 ppm と硫酸アルミニウムの量を変えて併用した場合の凝集処理

これにより、本凝集剤は、ろう石洗浄廃水に対しては、除濁効果が、やや小なる事が理解出来た。

- (2) 硫酸アルミニウム 40ppm と高分子凝集剤（市販のA社製、非イオン凝集剤）の量を変えて併用した場合

図5に示す様に、A試料に対しては、やや効果が少ないが、B、C試料に対しては顕著な除濁効果を見せ、B試料は残留濁度 21度、C試料は 15度 迄下げる事が出来た。硫酸アルミニウム 40ppm と高分子凝集剤を併用する場合には、高分子凝集剤添加量 0.3ppm以上で、除濁効果が大きなる事が認められた。

- (3) 高分子凝集剤（市販のA社製、非イオン凝集剤）1.2 ppm と硫酸アルミニウムの量を変えて併用した場合

硫酸アルミニウムの量を増やす事による、除濁効果は余り認められなかった。（図6）

IV 結 言

ろう石洗浄廃水の凝集処理実験で得た知見を要約すると、

1. 無機性の硫酸アルミニウム、硫酸第二鉄あるいはA社製の無機凝集剤の何れを使用しても、凝集効果は非常に大であると認められた。従ってこれら無機凝集剤30~40ppm使用により、ろう石洗浄廃水による河川汚濁等の公害を殆んど防ぐ事が出来ると考えられる。
2. 高分子凝集剤（非イオン性凝集剤）においても、A試料については結果はおもしろくないが、他試料には除濁効果は十分に認められた。しかしA社製の凝集剤の効果のみで結論を出すのは早計と考えられる。
3. 高分子凝集剤は単独で使用するよりも、無機性凝集剤と併用する方が、効果は大と認められた。
4. 沈澱土砂をプレス粘土として利用する場合には、凝集剤の選択が非常に大切であると考えられる。

尚、B、C、D社製の除濁効果極めて大と聞く、各種、高分子凝集剤を使用して実験を行なう予定であったが、都合により行わなかったのは遺憾であった。

終りにあたり、本実験は近畿大学工学部卒業論生、池川二郎君の協力に負うところが多い。記して感謝の意を表します。

文 献

- 1) 鈴木：工業用水，115（1968）45
- 2) 鈴木、樋口：工業用水，115（1968）49
- 3) 野田：産業排水の凝集沈澱処理

化学的公害に関する研究 (第5報)

県下における二・三の化学公害の発生とそれらの防除について

藤本宗之, 東正十郎

I 緒言

昨年9月に太田川・瀬野川を中心とした広島市内の河川がいわゆる水質保全法の適用を受けることになり、同じく12月には従来のばい煙規制法に代って新しく大気汚染防止法が施行され、大竹市の地域が引き続き規制を受けることになった。広島県においても大気汚染、水質汚濁等の公害防除の対策が要求され県条例の制定が急がれている。

公害防除技術のうち大企業を対象とした処理例はかなり多く見受けられ、排水処理等においては公害防除としてよりもむしろ製造工程中の一部とみなされているほどになっているものもある。しかしながら広島県内で発生する公害事案のほとんどを占めている中小企業が原因となっている公害については適当な防除法が見当たらない場合が多く、中小工場向けの簡易処理技術の開発・指導が強く要望されている現状にある。筆者らが業務上依頼、相談、指導の要請を受けた県下の公害事例の中で中小企業に適当と思われる処理例や今後の発展に興味を持たれるもの二・三について、その実験結果の概要を次に報告する。

II 実験の方法および結果と考察

1. カキ殻飼料工場から発生する悪臭、粉じんの防除
広島県の特産であるカキの殻は県南西地区の各所で放棄され、夏期には殻に残存する肉片等が腐敗して悪臭を放つため、公害問題化している。

カキ殻は鶏の飼料として多量利用されており、小規模の飼料加工工場ではカキ殻を天日で乾燥後粉砕を行って製品としているが、規模がやや大きい工場になるとロータリーキルンを用いて強制乾燥した後クラッシャーで粉砕し製品としている。ロータリーキルン内では重油バーナーによる火災とカキ殻が直接接触するため肉片等の有機物の分解臭が発生し、またキルンの回転によってカキ殻が破砕微粉化して粉じんとなり排ガスに混入し大気中へ放出される。さらに乾燥後の粉砕工程ではクラッシャーから多量の粉じんが発生しており、これらの悪臭ガス、粉じんが工場外へ飛散するため工場周辺住民の苦情の原因となっていた。

昨年末広島市外東部某工場において設置したスクラバ形式の集じん装置では、ロータリーキルンの排ガスを集じん機へ導き水洗除じんを行なった後ファンによって強制排気しており、良好な除じん効果をあげている。



図1 カキ殻飼料製造工程と粉じんの処理

ロータリーキルンについて集じん機を通る前と後の排ガスに含まれる粉じん量を測定した結果は良好な除じん効果がみられた。

表1 ロータリーキルン排ガスの除じん効果

処理前の排ガス中粉じん量	15.2g/Nm ³	集じん効率
処理後	0.1	99.4%

またクラッシャーから発生する粉じんについても同形式の集じん装置により良好な成果をあげている。

表2 クラッシャーにおける粉じんの捕集効果

集じん機吸入口側粉じん量	76.9g/Nm ³	集じん効率
排気口側粉じん量	0.2	99.7%

スクラバ形式の集じん装置によりカキ殻粉じんについては良好な除じん効果をあげ、また比重の大きい親水性粒子の粉じん処理に効果を発揮するものと考えられる。しかし集じんに多量の水を使用するため集じん後の排水に適当な処理を行わないと第二の公害を発生するおそれがある。

2. 重油添加剤の利用による中小ボイラー燃焼排ガス中の二氧化硫ガス濃度の減少効果¹⁾

重油専使ボイラーにおいて大気汚染で問題とされるの

は排ガス中の SO_2 および煤である。 SO_2 については重油の直接脱硫が技術的に完全に解決されていない現在では排煙脱硫が有力視されているが、これも大規模ボイラー用として実験段階が終了した程度で、実用に踏み切るまでにはまだまだ問題点が残されている。

煙突を高くして大気拡散を利用する方法も実施されている。しかし排煙脱硫、高煙突のいずれにしても中小規模のボイラーへ適用するには経済的な面からみて不利である。

重油に少量添加することにより燃焼性を改善し煤の発生を低下させ、あるいは燃焼ガス中の SO_2 そのものを減少させること等を目的とした重油改質剤が市販されているがその優劣効果にはなお疑問点が残る。

筆者らはこれら各種の重油添加剤の比較を小型テストボイラーで実験し、排ガスに含まれる SO_2 濃度の測定を行なった。実験に用いたボイラー、燃料、添加剤を次に記す。

ボイラー：多管式ボイラー
 蒸発量 2t/hr
 燃料使用料 300kg/hr
 使用燃料：C重油（イオウ分2.73%）

表3 供試添加剤の性状

名称	外 観	比 重	引火点	粘 度
D	濃茶褐色透明液体	0.985	62°C _{油上}	1.5cst/30°C
S	褐色透明液体	0.945	50°	12.2 *
T	白濁 粘潤液体	1.30	70°	55.9 *

重油への添加剤の注加はサービスタンクにおいて行ない、排ガスの採取および分析は日本工業規格K0103に従い、 SO_2 については吸収液として80%イソプロピルアルコールを使用した。排ガス中のイオウ酸化物濃度の測定結果を表4に示す。

表4 薬剤の添加率と脱硫効果

名 称	添 加 率	排ガス中 SO_2 (ppm)	排ガス中全イオウ酸化物 (ppm)
D	1/1000	30	1,500
	1/2000	41	1,300
T	1/3000	106	1,450
	無添加	35	1,500

表4に見られる如く、排ガス中の SO_2 量はblankに比べ減少したものが少く、かえって増加の傾向がみられた。また全イオウ酸化物の量はS、Tの二種の添加剤では最大20%の減少が認められた。

本実験の結果からは添加剤メーカーのカタログに記載してある様な SO_2 、全イオウ酸化物の低減効果は一種を除き見られなかった。排ガス中の煤量に及ぼす影響、燃料の経済性等についても引き続き長期の実験を行なう予定である。

3. 工場排水中の重金属 (Zn) の除去^{(2),(3),(4)}

最近公害防止の立場から工場排水に対する法的規制が次第に強化されてきており、水俣病やイタイイタイ病などの原因が重金属であることが公にされるにつれて、重金属等の人体に蓄積性のある微量有害成分に対する排水規制も行なわれる方向へ進んできている。筆者らは黒川某自動車部品製造工場の亜鉛を含んだ排水の処理予備実験を行なった。排水の分析結果を表5に示す。なお金属成分の分析はポーログラフ法、及び原子吸光分光分析法を採用した。

表5 排水の分析結果

pH	COD (ppm)	Cl^- (ppm)	Zn (ppm)	Cu (ppm)	Sn (ppm)	Cr (ppm)
6.1	3.0	870	160	1.9	trace	0.56

排水中特に量の多い、Znの除去を主目的として処理法を検討した。また排水の発生系路を検討し、Znを含む排水を他の排水から分離した結果、Zn濃度は900ppmとなり、排水量は約1/2となった。

Znの除去法には、(1)難溶性の水酸化物として沈殿分離、(2)イオン交換樹脂による除去などが考えられ、(1)について実験した結果は次の通りである。

(1)水酸化物沈殿をつくるのに中和剤として酸性ソーダを用い、その添加量を変えて各種 pH における処理液中の残留 Zn を測定した。Zn の沈殿生成 pH は酸性ソーダ使用の場合6.7~7.7といわれるが⁽²⁾、実験では pH11 で最良の結果が得られた。これより高い pH 値では残留 Zn 量が増加しているが、これは再溶解現象によるものと考えられる。

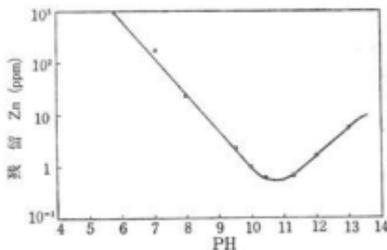


図2 処理液中に残留する Zn の PH による変化

同工場では他系統の排水口からアルカリ性废水が排出

されており、この廃水を中和剤として使用できるか否か実験したところ pH 10.5 において Zn の除去効果は最高となった。しかし Zn 排水に対して 2~2.5 倍量のアルカリ性廃水が必要であり、量的にみて適当ではなかった。

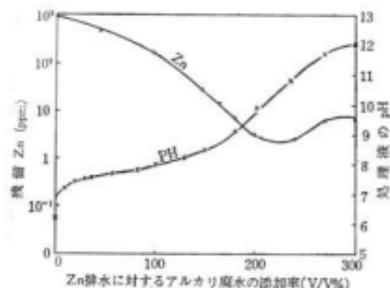


図3 アルカリ性廃水による Zn 排水の処理

Zn 排水を最適 pH にしたとき生成するフロックの沈降速度は 2cm/min 前後でかなりおそく、またスラッジの容積も大きいため、中和処理を行なう場合は適当な凝集助剤の併用が必要と考える。なおイオン交換法、電解法等による処理についても実験を続ける予定である。

■ 結 言

県内に発生した大気汚染、工場排水関係の化学公害の実態及びそれらの防除を目的とした実験の結果次の所見を得た。

1) かき殻工場におけるロータリーキルン及び粉砕時の粉じんはスクラバ方式の水洗装置で99%以上の集じん効果をあげることができたが、排水に微粉の混入を来し沈澱池等の設置が必要である。

2) 中小ボイラー重油への二・三の添加剤の効果を排煙中の SO_2 、全イオウ化合物濃度について実験したが、市販品の一種を除き全イオウ化合物の低減には効果が認められなかった。

3) Zn 含有排水の中和処理は過剰アルカリによる Zn の再溶解を考慮して厳密な pH 調節が必要である。

終りに当り本実験の試料の提供、ボイラーの使用等で協力を戴いた関係各社に深謝します。

文 献

- 1) 高宮：燃料及燃焼，5 (1967)，1
- 2) 斎上：化学工場，12 (1968)，153
- 3) 樋口，立川：ibid. 12 (1968)，150
- 4) 化学工学協会：化学工学便覧，改3 (1968)，863

FRP の成形と物性に関する研究 (第1報)

FRP 漁船の試作について*

高崎 宗利, 東 正十郎

I 緒 言

四周を海にかこまれた我が国は海産資源の開発が古くより活発で、昭和40年において40万余隻の漁船が就業している。これら40万余隻(海、淡水の動力、無動力合計隻数)のうち約28万隻が木造船船であって5トン未満の木造船船がその95%を占めている。

広島県においては、一本づり、操介浪および底曳き網漁業を中心とした5トン未満の小型木造船船が約1万隻瀬戸内海を主たる漁場に漁獲しているが、それらの船令は耐用年数を経過して老朽漁船(10年以上)に属するものが約90%にもなっている。

また、県内の木造船船造船所の数は約180を数えるが、近時舟大工の減少と木材資源の枯渇による高騰等のため建造費は年々上昇し、加えて建造費協定の無視によるダンピングのため船の質は低下の傾向にある。比較的大きい造船所は既に鉄造造船へ転換し、弱小の木造船所は前述の理由により苦境にある。

更に木造船においては船食虫防除の煩雑があり(月に2回程度船底を焼く、タタル)、耐腐食性の大きい材料としてFRP(ガラス繊維強化プラスチック)が近時造船業界にも注目されはじめてきた。

漁船は地域の相違による船型および漁獲の違いなど複雑な条件のもとに、全国数ヶ所ですでにFRP漁船の試作、実用化が進められているが、船の構造材料として耐衝撃および耐久性等に未知な部分が多くなると、実用化にあたって漁民の不信任、不安が少なくなかった。我々は本研究においてFRPによる底曳き4トン漁船の試作とそれらの諸物性を検討したが、特に衝撃に対する不安が筆者らの今回のデータ提示によって、従来の材料である木材に比し強度が大きき信頼度が高いことおよび船の速力、復元性が良好であること等を明らかにし、本県木造船業界および漁民のFRP漁船に対する関心を一段と高めるに有効であった。その結果、県内において数社の木造船メーカーが本FRP船への転換を計画するに至った。

II 実験方法と試料

1. 試作船の選定と設計、工法の決定

広島県農地経済部水産課での調査をもとに呉周辺にて集中的商業が行なわれているエビ採取底曳き網漁船(排水量4トン、搭載主機10ps)を試作船に選定した。

試作は1回のみであるため型費用等の低減からポリエステル化重合板によるメスマン板構造とした。

設計にあたっては従来の木造船の長所を大きく変更することなくFRP底曳き漁船としての漁撈性および安定性が得られるように設計した。

2. FRP船殻のガラス組合せ枚数の強度に及ぼす影響

安全構造上ロイド漁船構造規則¹⁾に準拠する強度が得られるように厚さおよびガラス基材枚数の検討をつぎの要領にて試験片を作成し基礎実験を行った。

MRMRMR 6 ply (4830g/m²)MRMMRMMR 8 ply (5730g/m²)

但し M: 450g/m² ストラッドマット R: 580g/m² ローピングクロス

ガラス基材の積層枚数と組合せ、厚さおよびガラス含量の相違が引張強さ、曲げ強さ、衝撃強度等に及ぼす影響を検討した。

3. 基礎物性試験研究条件

(1) 引張強さ、曲げ強さ、シャルピー衝撃強さ試験はJIS-K-6911によった。

(2) ガラス含量、空調率の測定は Federal Specification LP-4066: Method 7061によった。

$$\text{空調率} = 100 - X \quad X = \frac{a \times d}{c} + \frac{a \times e}{b}$$

但し X: 積層品の全計容積

a: 積層品の比重×100 (100cm³の積層品の重量)

b: ガラスの比重

c: 硬化樹脂の比重

d: 樹脂含量(小数で表わす)

e: ガラス含量(小数で表わす) = 1 - d

(3) 落下衝撃試験

* 昭和42年度技術開発研究補助金による機械部品などのプラスチック化に関する研究で昭和43年10月京都、静岡にて発表。

試験機は試験片固定台上に 50mmφ の穴があり、試験片の上部に衝撃錘球 (15mmR) をおきその上に一定の高さから荷重を落降させた時の試験片の破損状態を見るものである。

120×120mm の試験片に 0.5kg・m から 4kg・m の衝撃エネルギーを加え、試験片の曲げ試験から曲げ強さ保持率を測定した(対比非衝撃曲げ試験試料は厚さ調整のため同一落降試料より切削加工した)

4. 試作FRP漁船の性能試験

走行試験により速力、動揺周期の測定と網曳きによる漁撈性能試験を行ない木造船のそれらと比較検討した。

■ 実験結果と考察

1. 基礎物性試験

ポリエステル樹脂はポリマール YE-E-825、ガラス繊維は EMG-450、EWR-55 を使用して MRMRMR の 6ply と MRMRMR の 8ply の積層組合せによりガラス含量は35%を予定して樹脂量を定め、硬化剤 1.0% を添加して十分攪拌したのちステンレス板上に積層し、積層上面に下面同様ステンレス板をおき試験板の厚さ均一と平滑を求めた。

硬化した試験板より目的とする試験に供する試験片を切削加工した。それらの物性試験結果を表1に示す。

表1 積層成形試材の諸物性

	6 ply	8 ply
比重	1.465 (1.451~1.461)	1.421 (1.416~1.427)
ガラス含量 %	36.9 (36.4~37.2)	34.6 (34.4~34.8)
空洞率 %	0.3 (0.2~0.4)	1.0 (0.6~1.5)
厚さ mm	4.5~5.0	7.5~8.5
引張強さ kg/mm ²	17.8 (17.6~18.0)	15.6 (15.5~15.7)
曲げ強さ kg/mm ²	26.4	14.4
曲げ弾性率 kg/mm ²	737 (651~795)	741 (688~820)
シャルピー衝撃 (ノッチなし) 15°C	180 (172~196)	208 (189~219)
kg・m/cm ² - 30°C	214 (195~234)	220 (211~227)

但し () の前の数値は平均値、() 内は最大値と最小値
試験片の数は最少3個
曲げ、シャルピー衝撃試験は積層板外面 (M側) より荷重

試験板積層時積層の両面にステンレス板をはさんだが、厚さにかんがりのバラッキを認めた。これはガラス含量、空洞率等の物性バラッキにも影響を与えた。実物積層の場合には作業者の熟練度および個人差により成形物

厚さのバラッキはかなり大きいものと考えられる。

表1より 6ply と 8ply を比較(マット2層の相違)すればガラス含量の大きい 6ply が高い引張、曲げ強さを示すが、曲げ剛性、衝撃エネルギーは 8ply が若干であるが高いことが認められた。

つぎに 120×120mm×試験板厚さの試験片に対する落下衝撃試験の結果を表2および図1に示す。

表2 落降荷重による試験片の内部割離(白化現象)寸法(mm)

	6 ply	8 ply
0.5kg・m	15~20	7~14
1 "	26~31	16~30
2 "	36~47	31~40
3 "	40~50	32~40
4 "	50~54	48~51

但し試験片の数 4個

数値は衝撃個所の白化の最大長で4個の試験片の最大値と最小値を示す。

試験片は 50mmφ にて一定の締め付けにて固定しているが、6ply においては 4kg・m のエネルギー吸収で固定穴以上の白化、すなわちガラス繊維とマトリックスとの割離を生じたものと考えられる。FRP 単板構造による船殻設計の場合 ply 数および厚さに応じたフレーム間隔の考慮が必要である。6ply, 8ply の試験片は、4kg・m の範囲内における衝撃エネルギーでは試験片内の白化以外に表面の破損は認められなかった。

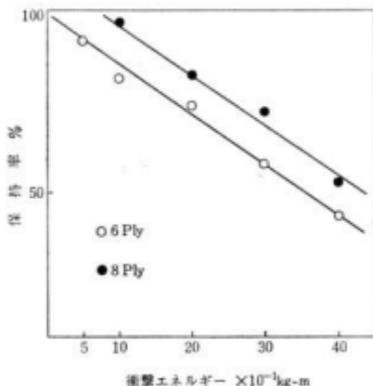


図1 落降衝撃後の曲げ強さ保持率

落下面撃の結果、厚さの大きい層吸収エネルギーに対する強度保持率の高いことを認めたが、6~8plyの単板構造においては1kg・mあたり15%程度の強度減衰が認められた。

基礎物性試験の結果、ロイド規則に準拠した安全構造基材の物性を得ることができたので船型の設計によりそれに見合った効果的な基材構成を行うことにした。

2. FRP漁船の設計と建造

(1) 試作漁船の概要

相当木造船は広島県安芸郡倉橋町を中心にエビ採取を目的として底曳き網漁船を行うもので、42年長崎県にて

FRP底曳き網漁船が試作されたが、本研究中までにその諸性能の究明が充分に行われていないため従来の木造船を大きく変更することなくトライアルアンドエラーで設計を進めた。相当木造船の寸法概要は長さ9m(FP・AP)、幅2.2m、深さ1mである。

船型は現地の木造船より設計された線図に基づいて決定したが、船尾部は網曳きを考慮して多少肥大させ、また船底はコンケープ形を採用し吃水をできるだけ深くなるように船の安定化と剛性を高めるよう考慮を加えて表3および図2、図3の線図を作成した。なお図4に一般配置図を示す。

表 3 OFF SETTS

ORD No.	HALF BREADTH					
	200WL	400WL	600WL	KN・L	D [*] ・S・L	B [*] ・T・L
-1				700	810	810
-1/2			840	845	860	860
0		390	880	885	895	905
1/2		660	910	905	940	945
1	360	930	940	930	985	980
2	740	775	995	960	1040	1040
3	920	1000	1025	970	1030	1080
4	930	1015	1045	975	1100	1100
5	840	990	1030	960	1100	1100
6	740	955	1000	925	1090	1040
7	630	800	935	870	1055	1055
8	470	700	790	740	950	990
8 1/2	340	520	640	680	870	925
9	140	260	380	380	695	800
9 1/2					390	560
F・P						200

ORD No.	HIGH ABOVE BASE LINE					
	200BL	400BL	600BL	KN・L	D [*] ・S・L	B [*] ・T・L
-1			645	655	1180	1380
-1/2			535	555	1160	1370
0	355	400	455	510	1130	1280
1/2	265	320	390	435	1100	1205
1	165	220	300	355	1075	1130
2		20	140	255	1045	1045
3			105	210	1000	1000
4			105	205	990	990
5			105	240	995	995
6			135	275	1015	1015
7		30	195	340	1030	1030
8		135	330	425	1050	1160
8 1/2	20	285	505	475	1060	1180
9	330	640	940	520	1080	1200
9 1/2	295	1100		600	1100	1230
F・P				1140	1150	1270

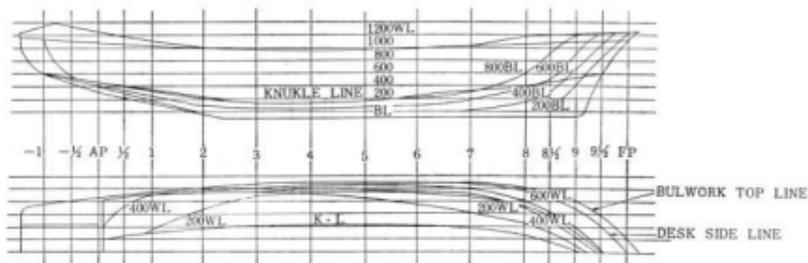


図 2 線図 (三角法)

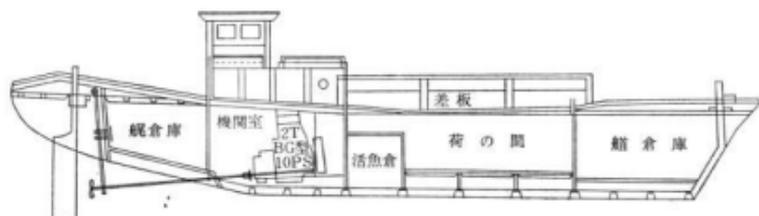


図 4 一般配置図

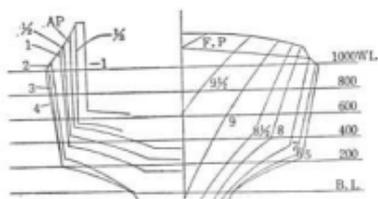


図 3 線図 (三角法)

線図に示されるように本試作船の敷が 800mm としたことは吃水が浅くなることになり船の安定性に対して損失が大きい。しかし敷巾を広くした理由は船を接岸停泊させ干潮時船底は海地面に接触するが、このとき敷巾が狭いと船の転がりが考えられるからである。

なおロイド規程は長さ 5~30m、幅 2.5~8m、深さ 1.2m~3.9m の船 (約 3~200 トン) の構造寸法を表示しているが、それに準拠して図 5 に示す細部構造を決定した。

建造場所は兵庫県事務所水産課の協力のもと同型木造船の多い場所として倉橋島倉橋町の向井造船所を選んだ。

(2) 構造と工法

構造と工法に関してつぎのような成形法がある。

④ 単板構造

(モールド工法 (メス、オス木型あるいは FRP 型))

(セミモールド工法 (メス、オス化粧合板、その他))

⑤ サンドイッチ構造

(ノンモールド工法 (発泡芯材、片面サンドイッチ板))

(かご型工法 (発泡芯材、オス木型))

(モールド工法 (発泡芯材メス木型あるいは FRP 型))

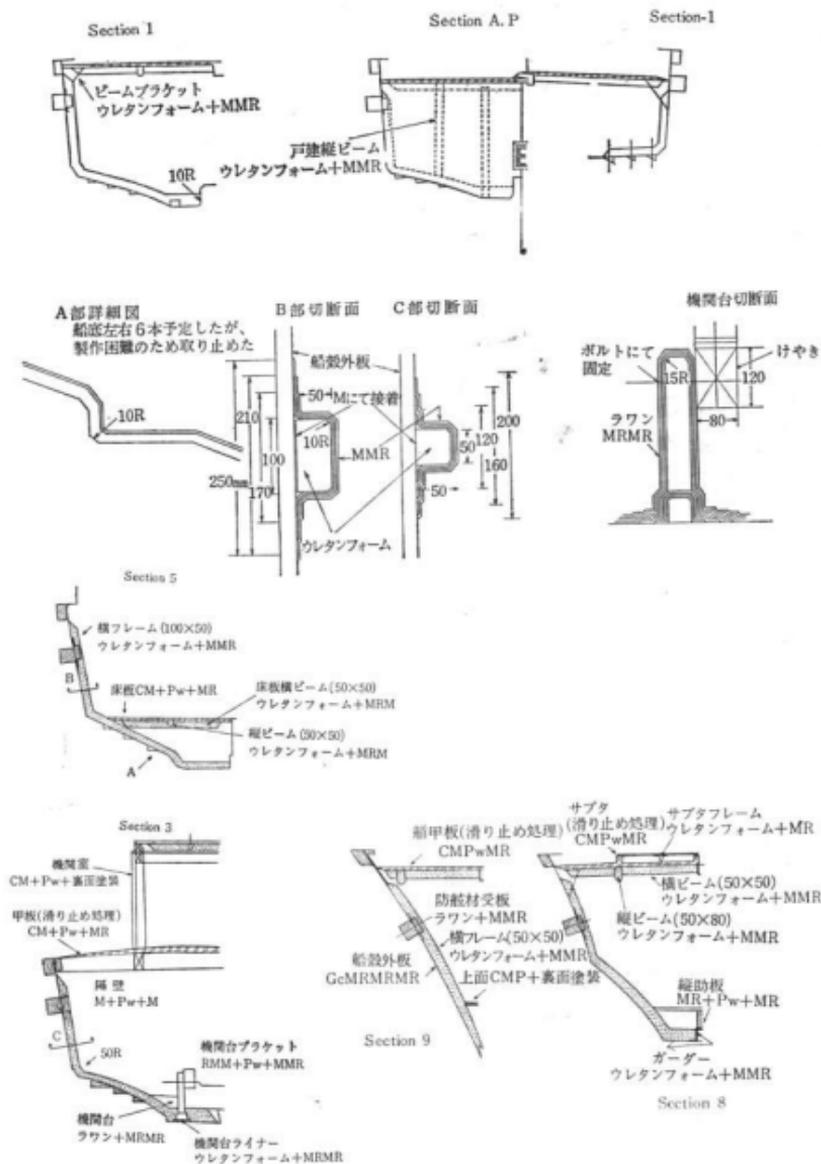


図 5 構 造 図

5トン程度の漁船ではメス型工法の単板構造が仕上りもよく、工数も低減できると考えたのでセミモールド工法の型を採用し木型内板としてポリエステル化粧合板(平坦部 5.5mm, 彎曲部 2.7mm厚)を使用し、型が変形しないように外部フレームを取付けた。また図5によれば船底外部に左右3本ずつ縦ロンジ(ストライプ)が通るようになっており、これは縦強度と動揺減衰のため設計したもので型製作時取付加工する予定であったが製作困難のため取り止めた。

(3) 船殻外板の基材構成

ロイド漁船規則より外板ガラス基材重量を算出すると5970g/m²となり、その構成はMRMRMRM(5850g/m²但しM:EMG-600, R:EWR-55)となるが、フレームの断面係数、基礎物性試験および現在までに試作されたFRP船等の経験(長崎県にて試作された底曳き網漁船全長12.05m, 巾2.5m, 深さ0.78m, 総トン数5トンの外板船殻の構成はMRMRMRMでMは450であった)を加味して最内部のマット1層を省略して外板構成はMRMRMR(5280g/m²)の6plyとした。数は同様にロイドより算出するとMRMRMRとなるがガーダーを船体中心線に通過することを考慮してR1plyを省略する構成とした。

(4) FRP漁船の建造工程



(5) 使用原材料, その他

ゲルコート樹脂	ポリマール YE-808	220kg	340kg
積層用樹脂	ポリマール YE-825	740kg	
塗装用樹脂	ポリマール YE-808A	40kg	
パテ	A-28	40kg	
積層基材	ガラスマット EMG 450	100kg	360kg
	ガラスマット EMG 600	110kg	
	ロービングクロス FWR55	130kg	
	ガラスクロス EMH 25GH	20kg	
芯材(フレーム用)	硬質ウレタンフォーム ($\rho=0.05$)		
合板	15mm厚ラワン合板タイプ1		
木材	ラワン, 杉, 松, 松など		

木型	ポリエステル化粧合板	30枚
溶剤	酢酸エチル	0.4kl
滑り止め	珪砂	60~100メッシュ 15kg
バラスト	砂利	400kg

原材料費からみた原材料構成費

樹脂	28%	型材	4%
ガラス	29%		
木材	28%	その他	11%

製作工数 850人時

(6) 船殻外板の諸物性

船殻不要箇所より切り出した試料をもとにつぎの表4表5および図6の物性を得た。

表4 外板船殻の諸物性

比重		1.462(1.459~1.465)
厚さ	mm	6.5(5.7~7.1)
ガラス含量	%	38.6(38.0~39.3)
空洞率	%	2.8(2.4~3.5)
引張強さ	kg/mm ²	13.1(11.0~14.1)
引張弾性率	kg/mm ²	1090(994~1165)
曲げ強さ	kg/mm ²	14.2(11.6~17.9)
曲げ弾性率	kg/mm ²	769(757~778)

但し試験片の数は3個

表5 シャルビー衝撃強さ (kg·m/mm²)

	常 温	80°C×5 hr	-30°C×3 hr
表	173	149	202
裏	169	189	204

但し試験片の数は10個

表とは外板外側, 裏は内側よりの打撃を示す尚, 高温, 低温試験時寸法の変化を測定したが顕著な差を認めなかった。

船殻外板の物性試験において空洞率がかかなり高く, これは積層に不慣れた未経験者を技術習得のため採用した結果と考えられる。これがガラス含量が高いにもかかわらず強度が基礎物性試験(表1)より若干低くなったものと考えられる。図6より落下衝撃値は1kg·mにつき15~20%の減衰を示した。

(7) 試験FRP船の性能試験

吃水調整に約400kgのバラストを用いたが, 数1800mmを狭くすればバラストの使用は少ないと考えられる。

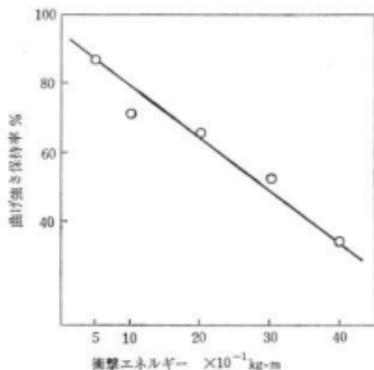


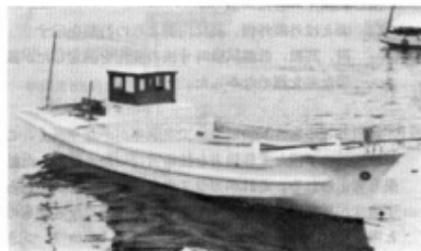
図6 衝撃落錘荷重による曲げ保持率

漁撈経験者による底曳き網試験の結果、捌き力も充分で船体の滑りが認められず、動揺の少ない安定な漁撈が可能であった。

また安定な旋回が可能で木造船に比し振動の少ないことが認められた。

活魚倉を満水としたのち約300kgの荷重を積載して、主機(10ps)4/4 負荷時の速力は18.5km/hr(10ノット)を記録(相当木造船13~14km/hr, 7~7.5ノット)した。操縦れ周期は2.1~2.3秒(相当木造船は約3秒)であった。底曳き漁船としてはかなり良好な性能が得られた。これは船底にコンケーブ形を採用した効果と考えられる。

尚、本試作船は昭和42年6月10日に進水し、現在まで約6ヶ月漁撈等に運航した結果、異状は認められない。(写真)



IV 結 言

4トン底曳きFRP漁船の設計建造を主たる目的として進めた本研究において以下に示す諸結論を得た。

1. FRP単板の6および8plyについて物性を比較検討し4トン漁船船殻には6plyが物性および経済的に有利である。

2. 衝撃強度においても6,8plyは4kg-mの落錘により、その強度保持率が40~50%に低下することから船殻設計上フレームの適当配置が必要である。

3. 4トン底曳きFRP漁船の設計において船底は敷とコンケーブ形式の採用が運転時の船体の安定化と浮力適に有効であった。

4. 簡易メス型工法による建造用主資材使用量はガラス繊維、360kg 樹脂 840kgで未経験者を含め総工数は850人時を要した。

5. 走行、漁撈試験ともに良好で、木造に比し速度で25%、復元性で30%程度上昇し曳き網による船のすべりもなかった。

6. 試作にあたり、漁民、造船所ともにプラスチックは強度的に弱いと観念的に考えていたが、その不安がかなり解消されたことは大きな意義であった。またFRP材質の耐久性はデータも少なく未知の部分が多いが、国産潜水艇に使用されて約10年を経ることより、木造船と同等あるいはそれ以上と考えられる。^{2,3)}

おわりにあたり本FRP漁船の試作建造および性能試験については、その設計に強化プラスチック協会FRP漁船研究会高木会幹、東京大学工学部船舶工学科竹鼻教授および日本硝子繊維株式会社技術課の諸氏に指導を得、また試作時には武田薬品工業株式会社、日本硝子繊維株式会社および向井造船所、性能試験については広島大学工学部造船工学科浜本教授、広島県立水産試験場の関係諸氏および近畿大学卒業生鳥越和義、沖田弘行両君、そして多くの方のご厚意のあったご指導、ご協力に厚くお礼申し上げます。

文 献

- 1) FRP漁船構造規則(ロイド暫定規則)強化プラスチック技術協会資料 41-1
- 2) 岸田, 浅野 強化プラスチック Vol. 13, No. 4 (1967)
- 3) 高木, 内田 ibid Vol. 12, No. 5 (1966)

FRPの成形と物性に関する研究 (第2報)

FRPと漁船用木材との密着強さについて

高崎宗利, 東正十郎

I 緒言

近時FRPによる漁船の建造が各所にて行われているが、その数は我が国の所有する木造漁船隻数からみてもその数でない。FRP漁船の特長は木造船と本質的に材質を異にして腐食の心配が不要で、木造船のように煩雑な手入れを要しないことである。しかも、瀬戸内海沿岸は石油化学工業等の発展により海水の汚染も甚しく、木造船の腐食促進がないともいえないのが現状である。

FRP船殻を主構造とする漁船の開発により耐腐食性のメリットを木造漁船を所有する漁民はテレビ等マスコミュニケーションにより知る機会をもったが、現在FRP船は木造船に比し価格が高い(広島県内における比較)ため、そのFRPの耐腐食性を木造船級へのライニングによって満足する要望が強いためFRPと木材の密着について検討をすることになった。

FRPと木材の接着は全く性質の異なったものを結びつけるものであって、この両者の間には多くの不自然性が存在する。

木材は種類によってタンニン、糖分、油分および水分などを含み、いずれも接着に對し良好な結果を与えないものである。またFRPは硬化のさい体積収縮で5~10%程度の大きな収縮を生じ、異質の材料との接着においては“そり”あるいは“はくり”など視的欠点を生じることもある。これら不自然性を除去して木材とFRPをできるだけ無理のないように組合せることがライニングの要点である。

筆者らは木造漁船に多用される木材5種について、FRPとの密着強度におよぼす前処理の効果について実験を行なったのでつぎに報告する。

II 実験方法及び試料

1. 供試木材

- (1) 杉
- (2) 松
- (3) 松
- (4) ラワン
- (5) 耐水ベニヤ(タイプ1)

2. 木材の処理法

- (1) 焼き入れなし
- (2) 表面を焼き入れて炭化した部分を金ブラシにてサンディングする
- (3) (1), (2)ともにつぎの処理を施す
 - (a) 処理なし
 - (b) ポリエステル+アセトン(1:1)塗布する
 - (c) ポリエステル+アセトン(1:1)硬化剤を1%添加したのち塗布する
 - (d) ポリエステル(硬化剤未添加)塗布する
 - (e) 市販ヤニ止め2回塗布のち目止め剤に硬化剤を1%添加して塗布する
 - (f) 市販ウレタンシーラ(二液性)1回塗布する
 - (g) 市販ウレタンシーラ(#)3回塗布する
 - (h) 市販ウレタンシーラ(#)5回塗布する

3. 接着FRP

- (1) ポリエステル樹脂
一般積層用エポック P710Aに硬化剤1%添加する
- (2) ガラス基材
ガラス繊維:2450マット+550ロービングクロス+450マットの3plyとして接着積層に供した。
- (3) 接着積層
 - (a) 木材は約15mm厚×50×150mm寸法
 - (b) ガラスは50×150mm寸法に裁断したものを供する。

積層はMRMの短冊状のガラス繊維を積層し、図1に示す方法に供試木材を積層したガラス繊維の上にクロスしておきその上に約2kgの荷重をのせて硬化させて接着試料とした。なおFRPの上に木材をのせて荷重をかけたとき未硬化の樹脂が木材とFRPの接着断面積以上にはみだす防止として断面積を確保できるように片面非粘着テープを使用した。

4. 実験方法

II-2で処理を施し接着した試験片は図1にみられるように木材およびFRPの両端にドリルにて穴をあけ接着断面の木材とFRPの界面が上下に引張り離れるよう

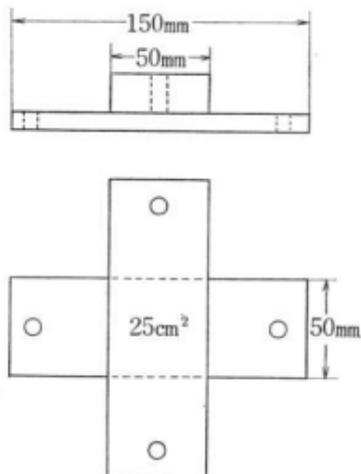


図1 木材とFRPの接着法

にボルトでおのおのを固定できる治具を使用して、つぎの要領にて試験した。

- (1) 引張速度 5mm/分
- (2) 引張速度 500mm/分
- (3) 接着部の中心のFRP側に2kg・mの落錘荷重を与えたのち引張速度 500mm/分
- (4) 10%塩水に2時間浸漬したのち 500mm/分

5. 試験片の個数

各々の要領の試験について4個の試験体を作製した。全試験に要した試験片の個数は1280であった。

■ 試験結果と考察

実験数値はいずれも kg/cm^2 で示し4個の平均値である。

まず処理法を大別すると表面を焼かないものと焼いたものになるが総体的に焼かない方が高い強度を示した。これは実験前の予想に反した結果が認められた。また落錘荷重による接着界面への打撃したものとおよび塩水浸漬を促進する意味で10%の濃度にて24hr浸漬したものは前述のものと同様にかんがりの低下が予想されたが、ある

表1 杉とFRPの密着剥離強度

処 理 法	焼かないもの				焼いてサンディングしたもの			
	5mm/分 引張	500mm/分 引張	2kg・m 衝撃 500mm/分	10%塩水 浸漬 500mm/分	5mm/分 引張	500mm/分 引張	2kg・m 衝撃 500mm/分	10%塩水 浸漬 500mm/分
1. 無 処 理	0.53	0.59	0.92	0.82	1.14	1.36	0.94	0.98
2. ポリエステル+アセトン	0.71	0.95	0.72	0.63	1.07	1.28	0.63	0.84
3. ポリエステルアセトン1%MEKPO	1.02	1.48	1.66	1.72	2.19	1.70	1.85	1.65
4. ポリ エ ス テ ル	0.58	0.82	0.75	0.75	0.92	1.26	0.99	0.89
5. ヤニ止め2回目止め剤	1.64	2.18	3.15	2.75	2.28	3.27	1.36	1.23
6. ウレタンシーラ1回	1.50	2.14	1.51	1.56	1.20	1.29	1.31	1.84
7. ウレタンシーラ3回	2.05	2.70	1.72	2.16	0.90	0.85	1.54	1.18
8. ウレタンシーラ5回	3.48	2.72	1.66	2.07	1.81	2.66	1.42	1.55

表2 松とFRPの密着剥離強度

処 理 法	焼かないもの				焼いてサンディングしたもの			
	5mm/分 引張	500mm/分 引張	2kg・m 衝撃 500mm/分	10%塩水 浸漬 500mm/分	5mm/分 引張	500mm/分 引張	2kg・m 衝撃 500mm/分	10%塩水 浸漬 500mm/分
1. 無 処 理	0.46	0.90	0.56	1.95	1.86	1.36	0.79	0.74
2. ポリエステル+アセトン	0.63	0.78	0.95	0.73	0.81	1.42	0.67	1.02
3. ポリエステルアセトン1%MEKPO	1.21	1.63	3.12	2.88	1.94	2.44	1.04	1.12
4. ポリ エ ス テ ル	0.95	0.52	1.33	2.55	0.97	0.86	0.74	0.70
5. ヤニ止め2回目止め剤	2.54	3.91	3.48	2.79	1.72	1.75	1.43	1.22
6. ウレタンシーラ1回	2.88	3.07	2.10	2.76	1.94	1.76	0.94	0.92
7. ウレタンシーラ3回	3.45	3.44	3.41	3.01	0.60	0.74	0.62	1.09
8. ウレタンシーラ5回	3.10	3.12	2.52	2.71	2.30	2.40	1.11	1.48

処理のものについてはかなりの物性向上が認められた。
尚、FRPの塩水浸漬については田部井りらの3.5%塩水に最高4年間浸漬した場合の変化報告があるが4年後において5~10%の強度低下しかみられなかったことを考えれば、処理法が塩水に浸されなかりかなりの安定した強度が維持できることがうかがえる。

処理されたものの結果について分析検討をつぎに加える。

1. 杉とFRP

5および6, 7, 8の処理法のようなシラ系の処理が良好で、これらは焼かない方がよいが、ポリエステル関係の処理は無処理同様焼いた方がよい結果が得られた。

表3 杉とFRPの密着剥離強度

処 理 法	焼かないもの				焼いてサンディングしたもの			
	5mm/分 引張	500mm/分 引張	2kg・m 衝撃 500mm/分	10%塩水 浸漬 500mm/分	5mm/分 引張	500mm/分 引張	2kg・m 衝撃 500mm/分	10%塩水 浸漬 500mm/分
1. 無 処 理	1.74	3.30	0.87	1.88	2.01	2.42	0.90	1.32
2. ポリエステル+アセトン	3.63	3.61	0.90	2.65	2.98	2.45	0.66	0.69
3. ポリエステルアセトン1%MEKPO	—	—	—	—	—	—	1.91	1.44
4. ポリ エ ス テ ル	2.34	3.89	1.21	1.28	1.92	1.69	1.40	0.75
5. ヤニ止め2回目止め剤	4.35	3.40	2.84	2.81	2.54	2.96	2.09	2.04
6. ウレタンシーラ1回	3.60	5.07	2.04	2.39	2.73	3.20	1.63	1.42
7. ウレタンシーラ3回	4.24	3.36	2.85	1.40	3.57	3.82	0.69	1.43
8. ウレタンシーラ5回	4.55	3.85	2.55	2.65	2.17	1.89	0.98	1.72

表4 ラワンとFRPの密着剥離強度

処 理 法	焼かないもの				焼いてサンディングしたもの			
	5mm/分 引張	500mm/分 引張	2kg・m 衝撃 500mm/分	10%塩水 浸漬 500mm/分	5mm/分 引張	500mm/分 引張	2kg・m 衝撃 500mm/分	10%塩水 浸漬 500mm/分
1. 無 処 理	1.18	0.57	0.88	0.53	0.97	1.08	0.64	0.60
2. ポリエステル+アセトン	1.03	1.15	0.42	0.86	接 着	接 着	接 着	接 着
3. ポリエステルアセトン1%MEKPO	1.08	1.34	1.02	1.02	1.44	1.43	0.53	0.62
4. ポリ エ ス テ ル	1.07	0.73	0.54	0.64	0.94	1.31	0.53	0.91
5. ヤニ止め2回目止め剤	2.30	2.43	2.53	2.32	1.35	1.94	0.60	0.71
6. ウレタンシーラ1回	1.38	2.41	0.76	0.97	1.42	1.28	0.73	0.87
7. ウレタンシーラ3回	1.83	2.53	1.34	0.91	1.87	2.34	0.68	0.89
8. ウレタンシーラ5回	2.37	2.56	1.59	1.49	2.20	2.20	1.17	0.76

表5 耐水ペニヤとFRPの密着剥離強度

処 理 法	焼かないもの				焼いてサンディングしたもの			
	5mm/分 引張	500mm/分 引張	2kg・m 衝撃 500mm/分	10%塩水 浸漬 500mm/分	5mm/分 引張	500mm/分 引張	2kg・m 衝撃 500mm/分	10%塩水 浸漬 500mm/分
1. 無 処 理	1.68	1.25	0.91	1.01	2.26	2.75	0.90	1.05
2. ポリエステル+アセトン	1.22	1.43	0.65	1.22	1.67	1.58	0.83	0.97
3. ポリエステルアセトン1%MEKPO	2.38	2.97	1.24	1.28	2.55	2.35	1.13	1.98
4. ポリ エ ス テ ル	1.33	1.74	0.65	1.22	1.50	1.89	0.87	1.31
5. ヤニ止め2回目止め剤	2.18	2.30	1.26	2.38	1.68	2.11	1.63	2.54
6. ウレタンシーラ1回	1.93	2.46	1.18	1.52	2.43	2.86	1.57	2.45
7. ウレタンシーラ3回	3.26	3.06	1.80	1.72	1.06	1.13	1.23	1.59
8. ウレタンシーラ5回	2.87	3.08	1.55	2.45	2.67	3.83	1.80	2.11

ウレタンシーラ処理は回数を重ねた方が良好で無処理に比し約5～6倍の強度を示している。

2. 桧とFRP

杉同様に焼かない方が良好でウレタンシーラの3回塗布が良く約3倍の密着効果がみられる。

3. 松とFRP

松は当初松脂のため接着度は低いと考えたが、試験に供した木材の中では最高の密着強度を示し殆どどの処理ともに良好であるが、松材の性質が杉、松材と異なって落錐衝撃および塩水浸漬の影響を若干うけるようである。松も焼かない方が強度は顕著であり5およびウレタンシーラ処理は特に良好、なおかつ重ね塗りは更に効果的で、杉および松がこの処理で殆ど効果がなかったにもかかわらず松は非常によく密着を示す。これは松材の組成に起因して処理剤との結合が何らか作用により高い物性を与えたものと考えられる。

4. ラワンとFRP

ラワンは供試木材中で最低の密着性を示し、特に落錐衝撃と塩水の影響をかなり受けている。焼き方の処理も殆んど差がないが、5の処理法がかなり良好で、8のウレタンシーラ5回塗りが効果的に考えられる。

5. 耐水ベニヤとFRP

松ほどの高い密着力ではないが、焼き方の処理の差もなく平均的な接着を示しているが、ベニヤは他の供試材と異なり合成木材だけに落錐荷重に対してはかなりの強度減衰が認められる。

IV 結 言

今回の実験で選択した処理法はかざられた範囲の方法であったが、次の結論を得た。

1 木材中では松が高い密着強度を示し、ラワン材がかなり低い強度を示したほか、衝撃や塩水の影響をかなり受けていることが認められた。

2 処理法は焼かない方が焼いたものより良好であった。

3 処理剤としてはシーラ系のものが特に顕著で、さらに塗布回数(量)を増加させれば強度向上が期待できる。

4 耐水ベニヤは合成木材だけに衝撃に低いことが認められ、木材の性質によっては塩水の影響を受けることがみられた。

終りに当り終始実験に協力いただいた近畿大学卒業生鳥越和義、沖田弘行両君に厚くお礼申し上げますと共に処理剤の提供をいただいた日立化成㈱およびライヒホールディングに対し謝意を表します。

文 献

- 1) 田部井, 古宮: 強化プラスチック, Vol. 8, No. 3 (1962), 127

FRPの成形と物性に関する研究(第3報)

FRPへのポリプロピレン繊維の応用について

高崎宗利, 東正十郎

I 緒 言

昨春からFRPの補強基材としてガラス繊維同様の使用を目的としてポリプロピレン繊維のクロス、マットおよびロービングクロスが市場に出された。

ガラス繊維の比重2.5~2.6に対しポリプロピレンは比重が小さく、容積が大きいためガラス繊維に比し価格的にも安値ですなわち積層品のコスト低減も考えられる。ガラス繊維は周知のように摩耗が合成繊維より大きいため漁船などの甲板などのライニングの上部表面に度々ビニロンクロスが用いられている。これらのことからポリプロピレン繊維を基材としたFRP試験板を作成し、その成形性および物性について若干の結果を得たので次に報告する。

II 実験方法及び試料

1. 供試料

ポリプロピレン繊維はPND-300(マット), およびPC-1-250(ロービングクロス)を用いた。

また積層樹脂はポリマールYE-825, 触媒としてMEKPO 1%を添加, 成形温度25°Cにてハンドレイアップ成形を行った。

2. 試験方法

(1) ポリプロピレン補強基材のFRP物性

ポリプロピレンの基材構成はMRMRMR(M:マット, R:ロービングクロス)の6plyにて積層板を作成しJIS-K-6911に依る積層板試験を行った。

(2) ポリプロピレン繊維とガラス繊維の組合せによる物性検討

合成繊維と無機繊維の組合せにより相互効果の影響について, 表1の構成により検討したがマット, ロービングクロスによる4plyによった。

物性試験は引張試験を除くアイソッド衝撃および曲げ試験は基材組合せ条件の左端が負荷を受けるように決めて実験をした。

(3) 組合せ基材の表面材による発泡体サンドイッチ構造の検討

芯材としてウレタン塩化ビニル発泡体と塩化ビニル発

泡体を用いたが, 基材積層時発泡体の前処理は施さなかった。

表1 ガラス繊維, ポリプロピレン繊維の組合せ積層条件

試料No.	基 材 構 成
1	G(M+R+M+R)
2	P(M+R+M+R)
3	PM+G(R+M+R)
4	GM+P(R+M+R)
5	PM+GR+P(M+R)
6	P(M+R)+G(M+R)
7	G(M+R)+P(M+R)
8	PM+G(R+M)+PR
9	GM+P(R+M)+GR
10	PM+GR+PR+GM

但し 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

III 実験結果と考察

1. ポリプロピレン繊維 6ply の物性

マット3層, ロービングクロス層の6plyの積層を行ったが, マットは表面積が大きく比重が小さいため, 樹脂の含浸が悪く, またロービングクロスは膜が強いのでハンドレイアップ成形では複雑な部分の成形はやりにくいように考えられる。また基材の保管状態および取り扱いによっては, 折り曲げ等によりきたしむなどがとれにくい欠点がある。

なおポリプロピレン繊維含量はガラス繊維と異なり樹脂の焼却による含量が求められないため重量計算により求めた結果17.8%であったが, ガラスの比重から考えれば約2倍の含有量に相当すると考えられる。積層したポリプロピレン繊維板の物性を表2に示す。

ガラス繊維基材構成のものと比較して成形性が悪く, 引張強さ, 曲げ強さおよび剛性がかなり低いが, 繊維の比重が小さいため繊維の含量増加と共に軽量化のメリットはある。また衝撃に対する減衰は図1に示されるように1kg・mあたり約10%を示してガラス繊維構成のもの

表2 ポリプロピレン繊維積層板の物性

比 重	1.123
引張強さ kg/mm ²	3.94(3.73~4.14)
引張弾性率 "	271(256~297)
曲げ強さ "	9.5(8.9~10.0)
曲げ弾性率 "	209(191~225)

試験片の数は3個 () の前は平均値
() の内は最大、最小値

(本研究第1報参照) に比し約半であった。合成繊維を用いた積層板は一般に弾性率が低いため、耐衝撃性は向上するという古宮、盤井¹⁾らと同様ポリプロピレン繊維を基材とするFRPも耐衝撃性にすぐれていることが認められた。

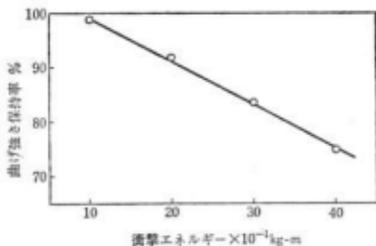


図1 落下衝撃による曲げ強さ保持率

2. ポリプロピレン繊維とガラス繊維の組合せ物性

- (1) ポリプロピレン繊維積層板およびガラス繊維積層板の物性比較(表3)

表3 繊維の相違する積層板(4ply)の物性

種類	項目			アイソット 衝撃値 kg-cm/cm ²
	引張強さ kg/mm ²	曲げ強さ kg/mm ²	曲げ弾性 率 kg/mm ²	
ポリプロピレン	3.60	15.1	211.2	59.1
ガラス	12.02	26.8	992.7	151.2

この表3を組合せの標準試験値として以下種々の組合せの効果について検討した。

- (2) ポリプロピレン繊維の種類と積層枚数の強度に寄与する影響について図2、図3、図4、図5を示す。

引張強さについてはガラスマット1枚の混入(№4)は強度の向上は得られず、むしろ低下している。反対に№3のガラス構成にポリプロピレン繊維マット1枚の混入はガラス繊維のみの№1よりも大きいことが認められる。これは№4の場合と全く反対の現象がみられる№5ポリプロピレンのロービングクロスの方が予想として高いと考えられたが意外なことであった。

曲げ強さにおいても引張同様№4が№2より低いが、



図2 引張強さに及ぼす影響

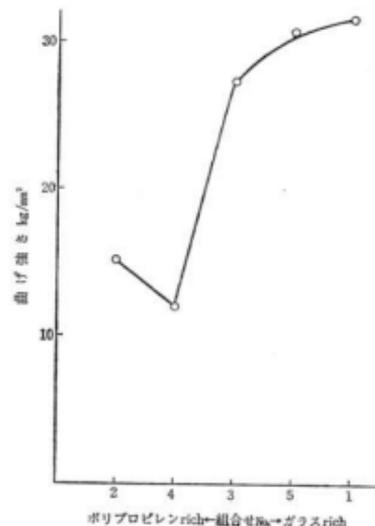
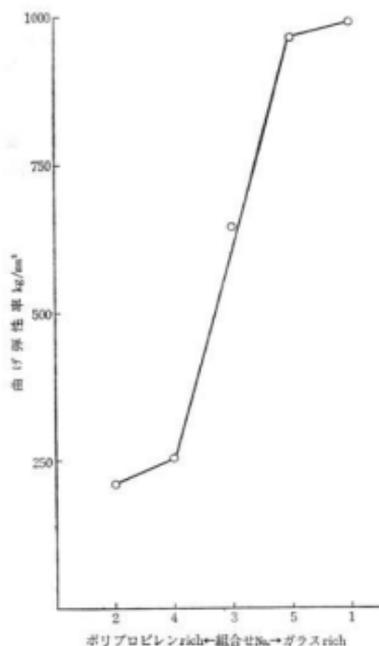


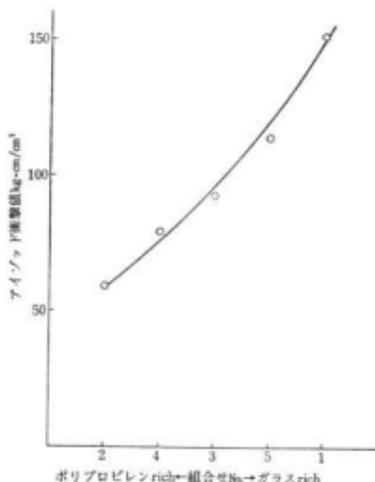
図3 曲げ強さに及ぼす影響

曲げ弾性率 kg/cm²引張強さ kg/cm²



ポリプロピレンrich-組合せNo.→ガラスrich

図4 曲げ弾性率に及ぼす影響



ポリプロピレンrich-組合せNo.→ガラスrich

図5 アイソッド衝撃値に及ぼす影響

引張り特性と異ってポリプロピレン繊維のロービングクロスがマットより強いことが№3および№5を比較して認められ、同様に図4の曲げ弾性率にもロービングクロスが曲げ強度に寄与していることが認められた。ただし№4は曲げ弾性率に於いてはガラスマット1枚混入の効果若干であるがみられた。図5のアイソッド衝撃値も図4に殆んど比例した強度を示した。

ガラス繊維とポリプロピレン繊維の組合せでガラス繊維のみの物性を維持するポリプロピレンの組合せはロービングクロスを1枚混入した場合かなり効果的に認められた。これは後述する組合せ同様にポリプロピレンの緩衝効果と考えられる。

つぎにガラス繊維とポリプロピレン繊維を2plyずつ組合せを変化させた場合の物性を検討したので表4に示す。

表4 2ply ずつの組合せ物性

項目	引張強さ kg/mm ²	曲げ強さ kg/mm ²	曲げ弾性率 kg/mm ²	アイソッド衝撃値 kg-cm/cm ²
№6	7.52	22.6	370.5	90.5
7	8.40	12.0	299.9	108.9
8	9.50	14.9	233.3	94.0
9	8.57	36.2	898.6	101.5
10	8.58	24.4	583.7	95.2

表3より№6と7はポリプロピレン繊維2層が衝撃面に対し前と後にある場合で、曲げ強さは№6がよく衝撃は№7が良好であった。№8、および№9は前者はガラス繊維が中において芯材のような形態を示し後者はポリプロピレン繊維が同様に芯材の形態の組合せであるが、№9のポリプロピレン繊維が中にある場合がすぐれた物性を示している。これはサンドイッチ構造の発泡体のような役目をポリプロピレン繊維がなしていると考えられる。このことよりポリプロピレン繊維とガラス繊維の組合せにおいて曲げ剛性、衝撃に対する物性向上はポリプロピレン繊維が衝撃を受けた場合ガラスの中において緩衝の効果をもたらすような組合せをすれば強度の向上等が期待できる。

(3) 発泡体サンドイッチの表面材にポリプロピレン繊維を積層した結果を表5に示す。

表5 サンドイッチ構成の物性

芯材	せん断強さ kg/mm ²	落下衝撃5 kg・m/曲げ強さ 保持率%	曲げ剛性 10 ² × kg/mm ²	荷重・たわみの 比 kg/mm
ウレタン塩化ビニルフォーム	0.80	85.5	(1) 7.5	(1) 36.3
			(2) 4.0	(2) 19.1
塩化ビニルフォーム	0.48	9.00	(1) 2.8	(1) 13.5
			(2) 2.3	(2) 11.0

但し試験片はポリプロピレンMRM+芯材+ガラスMRMの積層*、** (1)、(2)は図1の曲げ試験時試料の下側の表板にストレインゲージを貼ったが(1)はポリプロピレンMRMが曲げ側、(2)はガラスMRMが曲げ側を示している。

せん断強さはガラス繊維のみのFRP表面材に比べると圧縮強度および荷重一たわみ量の大きいウレタン塩化ビニル発泡体は約2倍を示し(本研究第5報参照)、ポリプロピレン繊維が衝撃側にある方が曲げ剛性が大きいことが考えることができた。

IV 結 言

ポリプロピレン繊維は樹脂の含浸がガラス繊維に比し悪く物性も低いガラス繊維との組合せにより効果が期待できる。

1. ポリプロピレン繊維は緩衝効果をもっている。
2. ガラス繊維との組合せは発泡体のサンドイッチ構造のごとく中に包むようにするとその強度は期待ができる。

終りに臨み本実験に終始ご協力をいただいた近畿大学卒論生神田弘行、鳥越和義両君に感謝の意を表します。

文 献

- 1) 古宮、盤井：FRPの成形技術と生産管理(1968)

FRPの成形と物性に関する研究(第4報)

FRPハンドレイアップ成形法の強度におよぼす影響について

高崎宗利, 東正十郎

I 緒 言

FRP製品に対する要求性能におよぼす諸因子としては、ガラスの成分、補強材の種類、形状、表面処理の種類、ガラス含量、積層方向および繊維の分散配向などがあげられ、また樹脂液は一般に促進剤を添加したものが一般成形用として市販され、温度変化に対して夏期、冬期用と粘度調整がなされている。近時FRPは宇宙開発などの用途のため、ガラス基材および樹脂の進歩はめざましいものがある。しかしFRP成形品の大半をしめるハンドレイアップ成形は成形条件、成形方法および成形作業等にかんがりの熟練度が要求され、これがFRP成形品の強度に寄与するところ大である。

きわめて入念に作製した試験板においてもガラス含量、成形品の厚さのバラツキが認められるが、FRPの力学的特性はガラス含量に依存するところが大きく、また成形技術を含めて作業管理が必要で温度は樹脂の粘度に影響しガラスへの含浸、作業性および硬化速度による物性への影響を与える。

筆者らはFRPハンドレイアップ成形時の作業むら(含有空洞および不完全含浸)の強度に及ぼす影響について若干の結論を得たので次に報告する。

II 実験方法及び試料

含有空洞による影響の比較であるため樹脂含浸のよいマトを選定してハンドレイアップ積層時の脱泡効果による空洞率の異なる試験板を作成した。なおガラス含量を等しくするように樹脂量の調整を行なった。

ガラス繊維はEMG—450, 600を使用し400+600+400の組合せによった。また樹脂はリゾラックの165BQを使用した。試験板はステンレス板上にて同一作業者が脱泡の方法を変化させながら連続して積層し試験に供する試験片を切削加工した。

尚、一般にハンドレイアップ成形作業が15°C—30°Cの範囲内で管理されるように指示されているが、本実験では船舶等の大型成形の場合屋外あるいは冬期の低湿も考えられるので成形温度は10°C, 20°C, 25°C, 30°Cの4点で行なった。ガラス含量は30%前後を予定した。

1. 積層時の脱泡要領

- (1) 脱泡の弱いロールかけの積層
- (2) (1)と(2)の中間の積層
- (3) かなり慎重に強い接触圧によるロールかけの積層

2. 試験方法

- (1) 比重 静水置換法
- (2) ガラス含量, 空洞率
Federal Specification LP-4066: Method 7061
- (3) 引張強さ・曲げ強さ, 曲げ弾性率
JIS K 6911によった
- (4) アイゾッド衝撃試験
12.5×63.5×厚さ(ノッチ入れず)

III 実験結果と考察

1. 標準温度(25°C)における成形時の物性

表1 脱泡差による試験板の諸物性

項目	脱泡法	(1)	(2)	(3)
比 重		1.391	1.437	1.480
ガラス含量 %		33.2	33.1	36.8
空 洞 率 %		5.3	2.1	1.5
引張強さ kg/mm ²		10.7	12.7	14.2
曲げ強さ kg/mm ²		16.4	18.5	20.3
曲げ弾性率 kg/mm ²		620	631	644

但し、数値は3試料の平均

(3)の試料がかなり高いガラス含量を示したが、これは(1), (2)に比し大きな接触圧を与えるため樹脂のしぼりが大きくなるためと考えられる。

(1)と(2)との比較ではロールかけの脱泡が図1, 図2, 図3でみられるように20%程度の強度に影響していることが認められた。25°Cの作業は他の温度条件作業日と空間をもち、とくに標準とするために念入れ積層を行なった。

2. その他の温度条件での成形時の諸物性

(1) 空洞率

温度条件による影響は図4に認められるように10°C以外には空洞率に対し作業方法が顕著にみられる。10°C

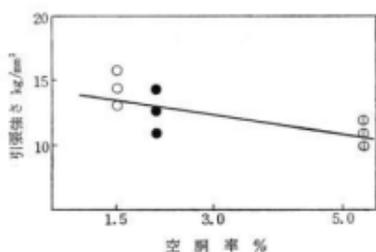


図1 引張強さに対する空調率の影響

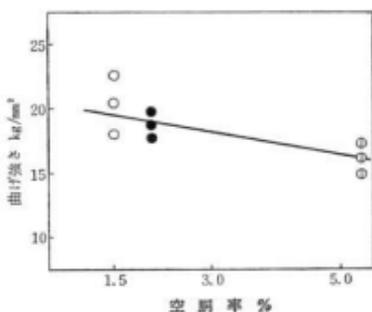


図2 曲げ強さに対する空調率の影響

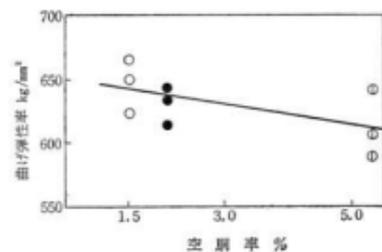


図3 曲げ弾性率に対する空調率の影響

の場合は温度が低いため樹脂含量にかなり手間どるため脱泡方法(1)によってもかなりの接軸圧がかかったためと考えられる。

(2) 作業方法による物性の影響

(a) 10°Cの条件

図5、図6でみられるように後述の20°C、30°Cの場合と異なった傾向を示すが、これは低温なるがために樹

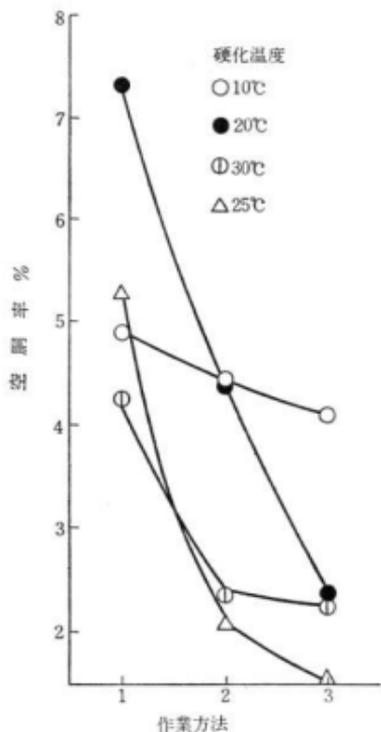


図4 作業方法の空調率の影響

脂の粘度が高く成形作業の条件だけでなく他の要因が考えられる。このことから成形作業はできるだけ低温で行わない方がよいと考えられる。

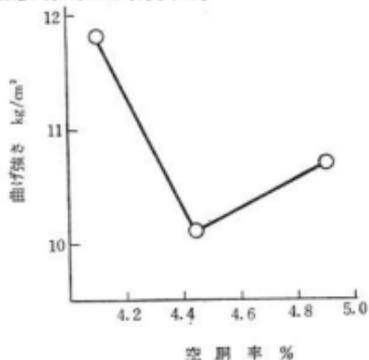


図5 10°Cにおける空調率の曲げ強さへの影響

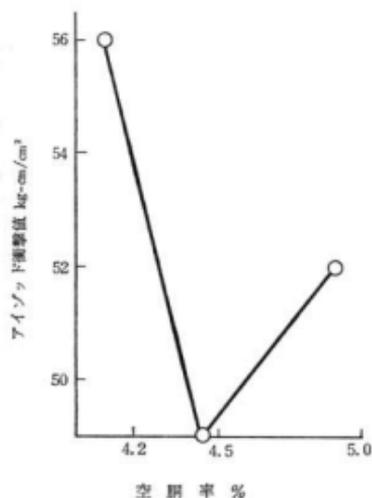


図6 10°Cにおけるアイソッド衝撃値

(b) 20°Cの条件

20°Cにおいては標準25°Cの成形同様の傾向が顕著に認められ成形方法に見合った空期率が得られたため空期率に比例して曲げ強さ、衝撃値の傾向が示された。

FRPのハンドレイアップの作業管理における標準温度で十分な管理がなされれば期待の物性が得られることが認められた。(図7、図8)

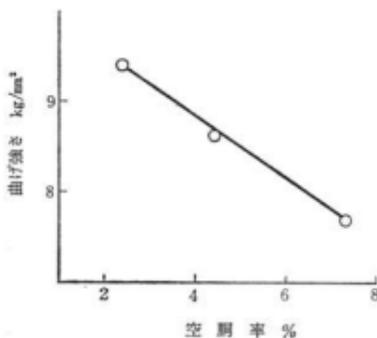


図7 20°Cにおける空期率の曲げ強さへの影響

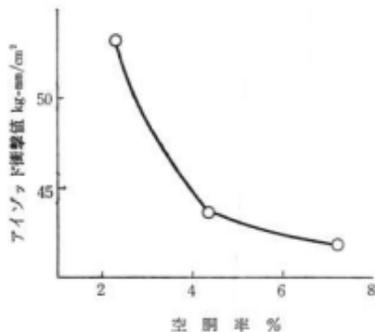


図8 20°Cにおける空期率のアイソッド衝撃強さへの影響

(e) 30°Cの条件

成形温度が高くなると樹脂の粘度が低下してくるので樹脂の含浸がよく、ロールかけを十分にしなくても積層能率は向上するが、その反面ロールかけ作業のむらを引き起こす。図9、図10の結果および図4からロールかけの悪い条件の場合、強度は急激に低下する。

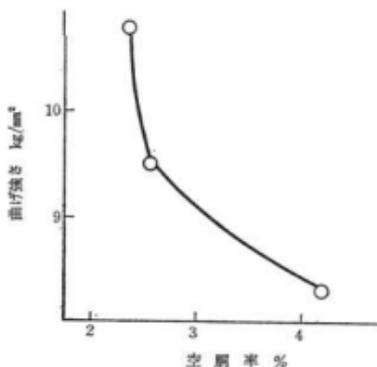


図9 30°Cにおける曲げ強さ

以上の結果、FRPは硬化時間内での積層作業であるため、短時間に手ぎわよく作業する必要があり樹脂が含浸すれば成形終了と見誤りがちである。ロールかけを十分行なうにあたっては樹脂の含浸度合、含有気泡をよく見極めるだけの作業者自身の熟練と技能におうところが多いが、作業場の温度の変動により樹脂のゲルタイムおよび樹脂粘度が変動するので作業が困難ともなり、また牧ら²⁾の実験から成形温度により成形品の物性にも影響をおよぼしている。

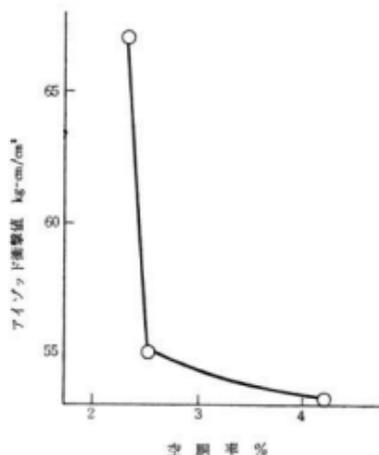


図10 30°Cにおけるアイゾッド衝撃値

FRPのハンドレイアップ成形では温度管理と含浸脱泡の良い用具の選定を常に考慮しなくてはならない。

IV 結 言

1 温度の低い成形では空率率における成形差が少ないが、これは樹脂の粘度が高いため、慎重な成形をする。しかし作業能率はかなり低下する。

2 20°C、25°Cの標準作業温度において、成形方法により20%程度の強度差が認められた。

3 今回の実験では温度毎の作業条件の差は認められしたが、温度間のバラツキが大きいため成形温度と空率率の強度相関は求められなかった。これはFRP成形が複雑なものだけに意識的な作業条件を施すことが無理かも知れないと考えられる。

4 しかし、十分なロールかけをすれば空率率は小さく物性は向上することが認められた。

最後に当り近畿大学卒論生沖田弘行、鳥越和義両君のご協力を感謝します。

文 献

- 1) 牧：強化プラスチック技術協会、資料 No. 37-2 “造船、車両に関するFRPシンポジウム”テキスト、1 (1962)
- 2) 牧、安井：強化プラスチック技術協会、第13回総合発表会資料講演要旨集、70 (1968)

F
この
断の
√E
りで
FR
で軽
はア
独の
ない
る場
だし
めに
の思
断
の強
に厚

ま
する

(1
(鋼
ンス
ィ
て由
こま
チ積
に生
, S
影響
知

1.

FRPの成形と物性に関する研究 (第5報)

FRPと発泡体とのサンドイッチの物性について

高崎 宗利, 東 正十郎

I 結 言

FRPは軽くて強いが、弾性率は金属に比べて低い。この軽量構造のメリットは部材の形状、荷重の種類、破断のクリテリアに従って σ_n/ρ , $\sqrt{\sigma_n/\rho}$, E/ρ , $\rho/\sqrt{E}/\rho$, \sqrt{E}/ρ などを使いわけなければならないことである (σ_n : 引張強さ, E : たて弾性係数, ρ : 比重)。FRPは σ_n/ρ , $\sqrt{\sigma_n/\rho}$ で金属材料よりすぐれているので軽くて強いといえる。しかし剛性についてはアルミニウム合金にくらべて劣る。そこでFRP単独の材料のもつ特性だけでは要求される機能に応じられないことが多くなってきた。とくに高い剛性を必要とする場合には単一の材料を用いて設計すると重量がはなはだしくかさみ、その結果としてその構造部をささえるためにさらに剛性を高める必要ができてきて、剛性と重量の悪循環をきたす。

剛性Dは $E t^3$ (t : 板厚) に比例するからFRPと鋼の強度を一定にするためにはFRPの板厚を次式のよう

$$\frac{t(\text{FRP})}{t(\text{鋼})} = \sqrt[3]{\frac{E(\text{鋼})}{E(\text{FRP})}} \quad (1)$$

また曲げ強さ $\sigma_n t^2$ に比例するから曲げ強さを一定とする板厚は

$$\frac{t(\text{FRP})}{t(\text{鋼})} = \sqrt{\frac{\sigma_n(\text{鋼})}{\sigma_n(\text{FRP})}} \quad (2)$$

(1), (2)式より引張強さ $\sigma_n(\text{FRP}) = \rho \sqrt{[E(\text{FRP})]^2 [\sigma_n(\text{鋼})]^3 / E(\text{鋼})^2}$ となる。しかし剛性と強度のアンバランスを解消し、軽量かつ経済的にする方法としてサンドイッチ構造がある。サンドイッチ構造は慣性性能を高める曲げ剛性を強くするように配慮された構造である。そこで筆者らはFRP漁船の建造に採用されるサンドイッチ構造が高剛性の期待と同時にFRP漁船建造の合理化に寄与していることより、現在一般に使用されている2, 3の発泡体を手入れFRPとの接着時における芯材の膨潤がサンドイッチ物性におよぼす影響について若干の知見を得たので次に報告する。

II 実験方法と試料

1. 供試試料

芯材はFRP漁船用として市販されているものである。

- (1) 硬質ウレタンフォーム
- (2) 塩化ビニルフォーム
- (3) ウレタン塩化ビニルフォーム

2. 実験方法

- (1) これら発泡体を芯材としてMRMのガラス基材を両面にポリエステル樹脂により積層接着した。
- (2) 発泡体のFRP積層のための前処理の効果について硬化剤添加量を変化させて処理した場合のサンドイッチ物性を検討した。

硬化剤の添加量は芯材表面の膨潤度合を見るために極端な添加を行ない芯材表面の樹脂硬化を促進させた。

触媒および促進剤の添加量は次によった。

- (a) 無処理
- (b) 2.5% (MEKPO), 1.0% (ナフテン酸コバルト)
- (c) 5.0% (MEKPO), 2.0% (ナフテン酸コバルト)

樹脂はノンワックスタイプのものをを用い20°Cの温度にてMMのガラス構成 ($M=600\text{g}/\text{m}^2$) にて両面を積層した。MMのマットのみの構成にしたのはサンドイッチの強度より芯材とFRPの界面物性をみるためローピンクロスは使用しなかった。

- (3) 試験片の試験法は図1の要領にて行った。

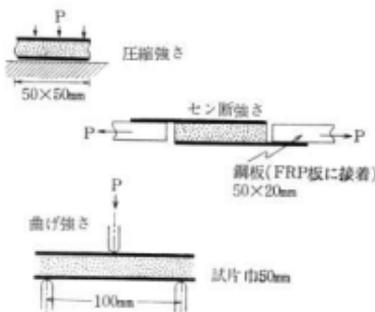


図1 FRPサンドイッチ板試験方法

■ 実験結果と考察

1. ウレタンフォームの物性

FRP漁船試作研究において船殻フレームの芯材としてウレタンフォームを使用した。その試験片加工における物性試験値を表1に示す。

表1 ウレタンフォームとウレタンサンドイッチの物性

ウレタンフォームの圧縮強度		
5 % (歪)	2.24kg/cm ²	
8.6%	2.54 <i>σ</i>	(降伏点)
10 %	2.49 <i>σ</i>	
ウレタンフォームサンドイッチの圧縮強度		
5 % (歪)	3.45kg/cm ²	(降伏点)
10 %	3.05 <i>σ</i>	
落下衝撃5kg・m後の曲げ強さ保持率	93%	

但しウレタンフォームサンドイッチ
MRM+ウレタン+MRM

表1からこのウレタンフォームサンドイッチの落衝撃撃5kg・mによる曲げ保持率が大きいことは、ウレタンフォームの厚さの寄与によるものである。

落衝撃撃時のウレタンフォームの効果は図2に示すようにX方向に引張荷重Pが作用したとき表面材に加わる

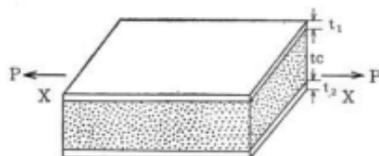


図2 サンドイッチ板の引張特性

ものを P_1 、芯材に加わるものを P_c とし表面材および

芯材の応力、ひずみ、縦係数をそれぞれ $\sigma_1, \sigma_c, \epsilon_1, \epsilon_c, E_1, E_c$ とすれば、

$$\epsilon_1 = \sigma_1 / E_1 = P_1 / (t_{f1} + t_{f2}) E_1$$

$$\epsilon_c = \sigma_c / E_c = P_c / t_c E_c$$

負荷面に平面であった断面は負荷後も平面を保つことから $\epsilon_1 = \epsilon_c$

$$P_1 / (t_{f1} + t_{f2}) E_1 = P_c / t_c E_c$$

$$\therefore P_1 / P_c = (t_{f1} + t_{f2}) E_1 / t_c E_c$$

$$= (t_{f1} + t_{f2}) / t_c (E_1 / E_c)$$

これをウレタンフォームサンドイッチに応用して

$$t_{f1} = t_{f2} = 2.8 \quad t_c = 48.9$$

$$E_1 = 472 \text{ kg/mm}^2 \quad E_c = 3 \text{ kg/mm}^2$$

$$P_1 / P_c = (5.6 / 48.9) (472 / 3)$$

$$= 11.3$$

$$P_1 + P_c = P$$

$$\therefore P_1 = 11.3 / (1 + 11.3) = 0.919P$$

$$\therefore P_c = 0.081P$$

すなわちウレタンフォームは全荷重の8.1%しか分担していない。

$$\text{応力比 } \sigma_1 / \sigma_c = E_1 / E_c = 472 / 3$$

$$\therefore \sigma_c = 0.006 \sigma_1$$

したがって σ_1 をFRPの引張強さ9.7kg/mm²を代入すると $\sigma_c = 0.058 \text{ kg/mm}^2$ となる。 $\sigma_c = 0.058$ はウレタンフォームの引張強さに類似しているため表面材と芯材は破壊する場合は同時に起り応力の均衡がとれていることが認められる。これらの推定から落衝撃による衝撃エネルギーで曲げ強さの減衰の小さいことはウレタンフォームの厚さ効果が顕著であることが認められた。第1報の試作漁船の船殻フレームの芯材としてウレタンフォームは強度増強に十分な寄与をしているといえる。

2. 塩化ビニル発泡体の物性

FRP船殻の成材は船型等によりサンドイッチ構造を採用した方が有利な場合もあるので、市販の塩化ビニル発泡体2種類を用いて試験片の作製により物性を検討した。その結果を表2および図3に示す。

表2 塩化ビニル発泡体とサンドイッチの物性

	厚さ mm	サンドイッチ積層板厚さ mm			圧縮強さ kg/mm ²	
		2t _f +t _c	t _c	t _f	発泡体	サンドイッチ
ウレタン塩化ビニル 発泡体	14.8	19.1	13.8	2.65	5%(歪)4.5	5% 4.4
					9% 9.1	8% 6.9
塩化ビニル 発泡体	15.4	20.7	14.3	3.2	5% 5.0	5% 2.2
					8.2% 7.1	7.2% 2.5

	せん断強さ kg/mm ²	落下衝撃 5 kg・m時の 曲げ強さ保持率 %	曲げ剛性 10 ² × kgmm ²	荷たわみ比 kg/mm	最大曲げ モーメント kg・mm	最大表板力 kg/mm	最大芯材せん断力 kg/mm
ウレタン塩化ビニル 発泡体	0.41	89.0	5.2	24.9	3300	90	8.0
塩化ビニル 発泡体	0.44	80.0	3.1	18.1	2110	47	4.9

但し試験の数は3個

スチレンによる芯材の軟化等を無視して積層したため芯材の物性をかなり低下せしめたと考えられる (FRP 積層は一般積層用樹脂に硬化剤1%添加) が、市販の2種類の発泡体ともに衝撃に対し大きな強度増加を認めた。

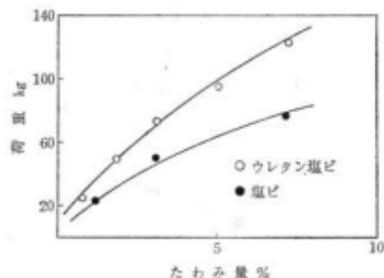


図3 サンドイッチの曲げ荷重一たわみ曲線

サンドイッチ芯材として約15mm厚のものを用い、その両面にMRM (両面で6ply) のガラス基材を積層した結果、MRMRMR のFRP 単板構造6plyと比較しかなり高い耐衝撃性を認めた。

以上の結果から、4~5トン級の漁船においては単板構造で十分であるが、トン数の増加すなわち大型化に際してはガラス基材の積層枚数低減と隻数少量成形時の型経費の低減とともにサンドイッチ構造は有利である。さらにFRPを漁船に応用された経験の少ない現在、単板構造の厚さの薄いことは従来のある木造船の経験から強度的な不安感が当然考えられる。

3. 硬化剤添加量の相違による前処理効果

(1) 圧縮試験

50×50mm×厚さの試験片の5%圧縮時の強度と厚さの50%圧縮したのち荷重を除去し12時間後の復元をそれぞれ図4、図5、図6、図7に示す。

硬化剤添加による前処理効果はかなり顕著に認められるが、ウレタン塩化ビニルフォーム圧縮強さが5~10%上昇し、とくにひずみ量が小さくなることは圧縮強度とともに前処理の影響がみられた。また塩化ビニルフォーム

は無処理に対し硬化剤の添加量増加ともない物性の低下が認められるが、これは発泡体の性質と処理剤の両者を十分に検討することが必要である。

(2) 曲げ一たわみ試験

サンドイッチ構造の曲げ試験において芯材とFRPの界面部が引張と圧縮の両者によりせん断を起し芯材とFRPの接着の良否がサンドイッチの物性に大きく影響する。硬化剤添加量の相違が曲げたわみにおよぼす効果を

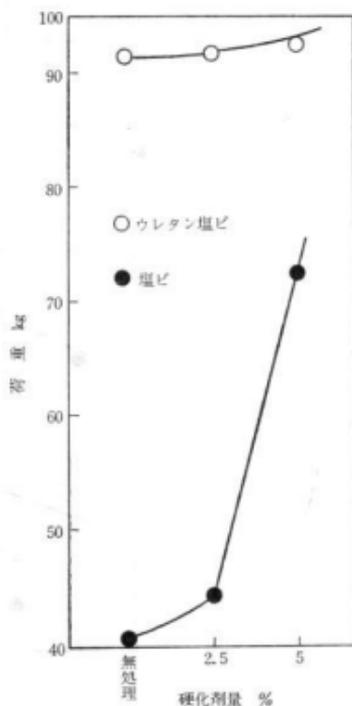


図4 5%圧縮時の圧縮強さ

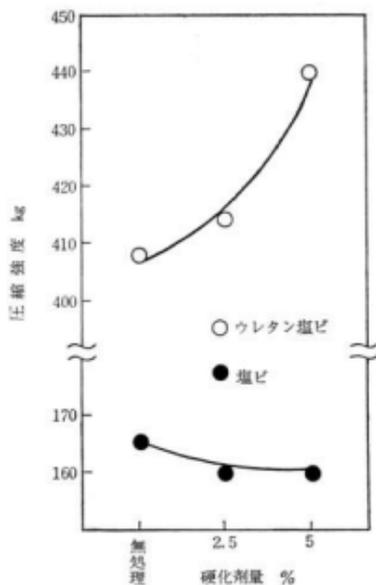


図5 前処理硬化剤の相違による圧縮降伏強さ

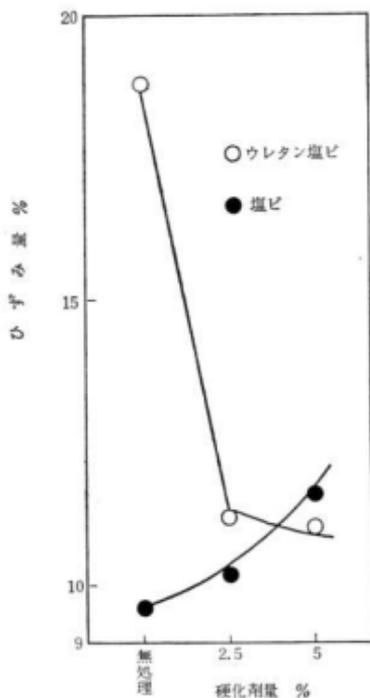


図6 前処理硬化剤の相違による圧縮降伏時のひずみ量

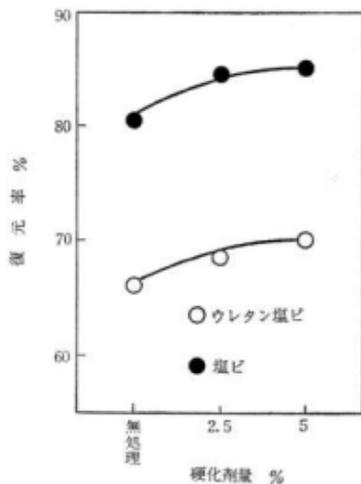


図7 50%圧縮時の12時間後の復元率

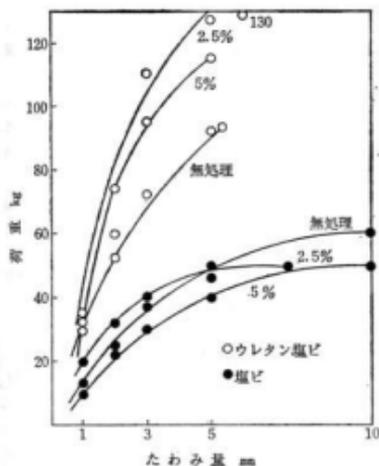


図8 硬化剤添加量の相違による荷重-たわみ曲線

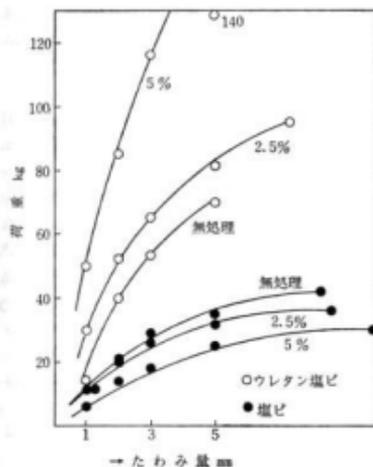


図9 5 kg-m 落錘荷重後の荷重-たわみ曲線

図8に示す。なお落下試験は第1報の方法により5 kgmの荷重を与えたのち曲げ試験に供した(図9)

ウレタン塩化ビニルフォームは2.5%処理が高い効果を示した。また塩化ビニルフォームは圧縮試験と同様に物性の低下が認められた。5 kg-m 落錘後の荷重-たわみ量においても前処理を施した効果が認められるが5 kg-mの落錘荷重により15~30%程度の曲げ強さ減衰がみられた。

IV 結 言

- 1 前処理を施した効果がウレタン塩化ビニル発泡体では顕著に認められ、速硬性の処理剤にて芯材の前処理が物性の安定化に影響をおよぼすことがみられた。
- 2 塩化ビニル発泡体では前処理によりむしろ物性の低下が認められるので、処理剤の選択が必要である。

終りに当り本実験に協力された近畿大学卒論生、鳥越和義、沖田弘行両君に謝意を表します。

金属分析法に関する研究 (第1報)

銅合金へのキレート滴定法の応用に関する実験

上田 勝, 田谷 征雄, 渡部 英雄

I 緒 言

従来、青銅の分析方法は、JIS法¹⁾では電解法、ヨウ素滴定法、クロム酸鉛法、オキシ法などが採用されているので、前処理操作に長時間と可成りの熟練とを必要とするので、現場分析としては適用しにくい点がある。このため目的精度を保ち、分析機器を用いなくて迅速に分析を行うにはエチレンジアミン四酢酸(以下EDTAと略す)の使用が考えられる。またこれを使用して各元素を単独に精度よく定量した研究報告が²⁾³⁾⁴⁾⁵⁾多く発表されているので、これを系統的に定量することができれば、現場分析として利用価値があるのではないかと思う。そのため、さきにOttendorfer⁶⁾⁷⁾⁸⁾⁹⁾¹⁰⁾はこれを銅合金の分析に利用して逆滴定する方法を発表しているので、これについて検討しよ結果をえたので報告する。

II 実験方法

1. 試 薬

EDTA標準溶液: 0.02M, 0.01M

K8005-66 に準ずる

緩衝液: 酢酸-酢酸ナトリウム溶液 (pH5~6)

1M酢酸ナトリウム溶液 (13.6gを水で100mlにする) 80mlと1N酢酸(水酢酸6gを水で100mlにする) 10mlとを混合する

チオ硫酸ナトリウム溶液: 10%溶液

塩化カリウム溶液: 4%溶液

フッ化アンモニウム: 固体

XO指示薬: 0.1%水溶液

塩化亜鉛標準溶液: 0.02M

標準試薬金属亜鉛0.6538g(亜鉛の表面が酸化しているおそれのある場合は6N塩酸、水、アセトンで順次に洗い、110°Cで5分間乾燥して用いる)に水約50ml、塩酸(2+1)20mlおよび臭素水5滴を加えて加熱溶解し煮沸して臭素を除く。冷却後水を加えて正しく500mlにする。

酢酸アンモニウム溶液: 酢酸アンモニウム250gを水に溶解し、酢酸25mlを加え、水を用いて1ℓとする。

る。

酢酸アンモニウム洗浄液: 酢酸アンモニウム12.5gを水に溶解し、これに酢酸(1+1)2.5mlを加え、水を用いて1ℓとする。

2. 分析 方 法

試料0.5gをとり、硝酸(1+1)10mlと塩酸(1+1)20mlの混酸で加熱し、完全に溶解させる。これに塩化カリウム溶液20mlを加え冷却して250mlメスフラスコに移して標線まで希釈する。この溶液から25mlを分液し、EDTA標準溶液(0.02M)50mlを正確に加えて、30秒間加熱沸騰したのち冷却する。これに緩衝液30mlを加えてpHを5~6に調整し、キシレノールオレンジ指示薬を3~4滴加えて、過剰のEDTAを塩化亜鉛標準溶液(0.02M)で滴定し、溶液の色が緑色から青紫色に変色する点を終点とし、この両標準溶液の差をA(ml)とする。

つぎに、別に分液した25mlに緩衝液30mlを加えて、pHを5~6に調整し、チオ硫酸ナトリウム溶液20mlを加え、銅イオンの青色が消えるまでふりませたのち、EDTA標準溶液25mlを加え、アルコール20mlを加えて30秒間加熱沸騰したのち冷却し、キシレノールオレンジ指示薬を3~4滴加え、過剰のEDTAを塩化亜鉛標準溶液で滴定し、溶液の色が黄色から赤色に変色する点を終点として両標準溶液の差をB(ml)とし、引き続き、この溶液にフッ化アンモニウム約2gを加えよくふってかきまぜたのち、2~3分間放置して溶液の色を黄色にもどし、ふたたび塩化亜鉛標準溶液で滴定し、溶液の色が赤紫色になった点を終点とし、これをC(ml)とする。

鉛は、別に採取した試料から、つぎに記す方法で定量する。

(鉛の定量)

試料0.5gをとり、硝酸(1+1)10mlと塩酸(1+1)20mlを加え加熱溶解し、これに塩酸(1+1)10mlを加えて白煙が発生するまで蒸発する。冷却したのち、ピーカーの内壁を水洗いし、約100mlに希釈してよくふりませ、しばらく煮沸して可溶性塩類を溶解したのちエチルアルコール30mlを加える。冷却したのち、少量のろ紙パルプを入れたろ紙でこしわけ、硫酸(1+100)を用

いてじ
紙とと
ム溶液
この溶
洗浄液
約100ml
ン指示
滴定し
し、鉛
各成

青銅
90)、2
以下)
可能で
いる。
成定数
のキレ
しられ
酸性で
はチオ
Fe、A
還元す
れ、こ
これら
研究さ
Cu-F
指示薬
Pb)に
常温で
料はS
加水分
を加え
た。主
溶液の
されて
大貫氏
5mg、
を銅色
Cu 45
に相当

いてじゅうぶんに洗浄し、水で数回洗浄する。沈殿はろ紙とともにもとのビーカーに移し入れ、酢酸アンモニウム溶液 50ml を加え、静かに煮沸して硫酸鉛を溶解し、この溶液をろ紙を用いてこしわけ、温酢酸アンモニウム洗浄液でじゅうぶんに洗浄する。ろ液および洗液は水で約100mlにうすめ、冷却したのち、キシレノールオレンジ指示薬を3~4滴加えてEDTA標準溶液(0.01M)で滴定し、溶液の色が赤紫色から黄色になる点を終点とし、鉛(D)を定量する。

各成分の計算はつぎのように行う。

$$\text{Cu}(\%) = (A - B) \times 1.2708$$

$$\text{Sn}(\%) = C \times 2.3738$$

$$\text{Zn}(\%) = \left[B - \left(C + \frac{1}{20} D \right) \right] \times 1.3074$$

$$\text{Pb}(\%) = D \times 0.41438$$

■ 実験結果と考察

青銅合金は、JISに規定されている成分はCu(79~90)、Zn(1~12)、Pb(0~7)、Sn(2~11)、不純物(2以下)である。これによると各々の成分はEDTA滴定が可能である。ということははおたがいに妨害元素であるといえる。またSnのキレート化合物の構造、キレート生成定数についてはまだくわしく報告されていないが、Snのキレート滴定は酸性領域にかざられることが実験的に知られておる。酸性領域で行なうためには、妨害元素も酸性でいんべいする必要がある。さいわいに主成分のCuはチオ硫酸ナトリウム、またはチオ尿素によって、Sn、Fe、Alはフッ化物によってまたFeはアスコルビン酸で還元することによって、各々いんべいされることが知られ、これらを実用化した例も多く報告⁹⁾されているのでこれらを利用することにした。指示薬としては現在まで研究された金属指示薬のうち使用度の高いものとしてはCu-PAN、PAN、キシレノールオレンジなどがあるが、指示薬の複雑をのぞきただ一つを使用する目的で、Zn、Pbに最高の感度とすぐれた変色のコントラストを持ち、常温で滴定できるキシレノールオレンジを使用した。試料はSnが多量になると溶解後そのまま希釈するとSnが加水分解して低値を与える。この場合4%塩化カリウムを加えるとその傾向がないので20ml添加することにした。主成分であるCuに対する10%チオ硫酸ナトリウム溶液のいんべい効果について中原氏¹¹⁾らによって検討されているが、その添加量が判然とされておらず、また大貫氏⁷⁾らはホワイトメタルにこれを使用し、2mlで5mgまでのCuがいんべいできると報告している。これを銅合金に使用する場合のいんべい可能限界を調べた。Cu 45ml(試料0.5grをとり、その分液量25ml中の量に相当)の場合には表1のとおりで10~25mlを使用す

ばじゅうぶんで、それ以上は負誤差を与えることがわかったので、その20mlを使用することにした。

表1 Cuに対する10%チオ硫酸ナトリウム溶液のいんべい可能限界

	Cu 添加量 mg	Zn 添加量 mg	Na ₂ S ₂ O ₃ 添加量 ml	EDTA 所要量 ml	Zn 測定量 mg
1	0	5.0	0	7.63	4.99 ₉
2	45.0	〃	5	7.88	5.16 ₃
3	〃	〃	10	7.64	5.00 ₄
4	〃	〃	15	7.63	4.99 ₉
5	〃	〃	20	7.63	4.99 ₉
6	〃	〃	25	7.62	4.99 ₂
7	〃	〃	30	7.58	4.96 ₇
8	〃	〃	40	7.55	4.94 ₇

なお、念のため信量の90mg(試料1grを採取したとき)の場合も合わせて行なった結果は表2のとおりで20~35mlが必要であった。

表2 Cuに対する10%チオ硫酸ナトリウム溶液のいんべい可能限界

	Cu 添加量 mg	Zn 添加量 mg	Na ₂ S ₂ O ₃ 添加量 ml	EDTA 所要量 ml	Zn 測定値 mg
1	0	5.0	0	7.63	4.99 ₉
2	90.0	〃	10	7.88	5.16 ₃
3	〃	〃	20	7.64	5.00 ₄
4	〃	〃	25	7.63	4.99 ₉
5	〃	〃	30	7.63	4.99 ₉
6	〃	〃	35	7.63	4.99 ₉
7	〃	〃	40	7.58	4.96 ₇
8	〃	〃	50	7.50	4.91 ₄

Snのキレートは室温で生成させるとSnの定量値に負誤差を与えることが度々ある。そのため加熱する必要があるので、EDTA添加後加熱煮沸し、冷却したのち、Cuのいんべい剤を規定量加えてもいんべいが完全に行なわれない。また、Cuをいんべいして、EDTAを加えて加熱するといんべい剤の分解がおこる。これを防ぐためにアルコールの添加をこころみたところ、いんべい剤の分解もなく、あとの操作もスムーズに行なわれ、その上、Snキレートにフッ化アンモニウムを加えてSnに相当するEDTAを遊離させるさいに生ずる白濁をも防止できるといふ利点もあった。アルコールの添加量は、量的には差は認められなかったが、液量100mlに対し20mlを加えればよい。フッ化アンモニウムの添加量は、2gr

までは滴定の精度には影響はなかったが、それ以上になると緩衝液の添加量を増さなければならず、終点も不明瞭になり、必然的に規定液を過剰に添加する傾向がある。また不純物として Fe, Al が多量にあるとフッ化アンモニウムを添加したい、Fe および Al に結合していた EDTA も遊離されるので Sn の定量値が増加する。本法ではキシレノールオレンジ指示薬を用いるので Pb, Zn は含量が滴定される。これらに対する適当なインベリメントも今のところ見あたらないので、やむをえず、別試料で分離操作を行ない、いずれかを定量し、その差から他方を求めなければならないという難点がある。

合成試料を調整し、本法によって分析した結果は表 3 に示すようによい結果がえられた。

表3 合成試料分析表

	添加金属 mg	Cu	Sn	Zn	Pb
		85.00	5.00	5.00	5.00
1		85.03	4.86	5.14	4.87
2		84.97	4.97	5.09	5.08
3		84.97	5.09	5.00	4.96
4		85.16	4.97	5.06	5.00
5		85.03	4.97	5.06	4.98
平均		85.03 ₂	4.97 ₂	5.07 ₂	4.97 ₂
誤差		+0.03	-0.03	+0.07	-0.02

表4 銅合金分析表

	J I S 法 (%)				本 法 (%)				誤 差 (%)			
	Cu	Sn	Zn	Pb	Cu	Sn	Zn	Pb	Cu	Sn	Zn	Pb
1	58.14	0.48	38.07	2.56	58.21	0.59	38.21	2.49	+0.07	+0.11	+0.14	-0.07
2	61.60	0.76	36.77	0.76	61.46	0.81	36.88	0.67	-0.14	+0.05	+0.11	-0.09
3	88.47	7.67	2.37	1.42	88.26	7.79	2.43	1.49	-0.21	+0.12	+0.06	+0.07
4	87.90	8.80	2.45	0.29	88.01	8.70	2.40	0.34	+0.11	-0.10	-0.05	+0.05
5	85.97	7.82	4.84	1.03	85.78	7.87	4.95	1.11	-0.19	+0.05	+0.11	+0.08
6	88.04	5.04	3.70	1.33	87.89	5.11	3.87	1.35	-0.15	+0.07	+0.17	+0.02

また、各種の銅合金を試料として J I S 法と本法との比較分析の結果は表 4 に示すように良好な結果がえられ、その比較値も、ほぼ 0.1~0.2% の絶対誤差で一致した。

IV 結 言

本法は、前項にことわったようにキシレノールオレンジ指示薬のみを使用するので、Pb, Zn のいずれかを分離定量する必要がある。また、Fe の多いもの、Al を含むものは、これらが Sn の定量値に含まれるので、これを補正しなければならない。以上のようなことを考慮すれば所要時間も 2~3 時間でこなせるので、現場分析としてはじゅうぶん満足できるのではないかと思う。

なお、本法は、昭和 43 年 3 月 7 日山口市にて開催の中国四国九州地方合同化学専門部会に発表したものである。

文 献

- 1) JIS H 1211, 1222, 1251 (1960).
- 2) JIS H 1501, 1502 (1966).
- 3) ドータイト分析法シリーズ No. 25.
- 4) 大貫、浮ヶ谷：分析化学, 11 (1962), 1313.
- 5) 古矢、田尻：# 12 (1963), 59.
- 6) # # # # 12 (1963), 389.
- 7) 大貫、橋本、吉野：分析化学, 13 (1964), 462.
- 8) L. J. Ottendorfer: Chemist-Analyst, 47 (1958), 96.
- 9) 上野景平：“キレート滴定法” (1960) (南江堂)
- 10) 松本：分析化学, 14 (1965), 837.
- 11) 中原、林、田塚、永村、今村：分析化学, 12 (1963), 854.

金属
状態が
按する
ち金属
われは
て、よ
をいう
腐食
に著し
最近腐
になっ
腐食
れが溶
も過言
用する
さすも
成され
する過
応と考
金属
ため
をおこ

1. 試
(1) 本
実験
に装置
注目を
(SUS2
供試
腐食試
1200 m
タノー
候性高

腐食・防食に関する研究(第18報)*

鉄鋼材料の腐食に関する基礎的研究

下 勝 秋 夫, 清 水 達 磨, 田 谷 征 雄

I 結 言

金属は特殊な場合を除き、酸化物および硫化物などの状態から製煉によって作られたものであるため、環境に接する表面状態は非常に不安定なものといえる。すなわち金属の生いたった状態に戻ろうとする傾向を通常われわれは腐食とよび、その現象はある環境中で酸化をして、より安定な状態に落ちつこうとする金属の変化過程をいうものである。

腐食現象は元来金属自体の性質のみならず、その環境に著しく支配されるものであり、このような性質が特に最近固体化学の分野で、その対象として注目されるようになった。

腐食は便宜上、湿食と乾食とに分類され、通常われわれが遭遇する腐食の大半はこのうち湿食であるといっても過言ではない。湿食は液体としての水が金属表面に作用する環境、すなわち電導性を有する水溶液中の現象をさすものである。このことは金属の表面に局部電池が形成され、そのアノード部分がイオン化して溶液中に移行する過程を経るといふ観点から、純然たる電気化学的反応と考えられる。

金属と電解液との反応の基本的概念は電極電位にあるため、この実験は電極反応の立場から腐食の基本的考察をおこなったものである。

II 実験方法と試料

1. 試料

(1) 鋼材

実験には、一般に広く使用されている軟鋼およびこれに塗装したもの、さらに最近屋外曝露の構造用鋼として注目をあびている耐熱性高張力鋼およびステンレス鋼(SUS24)を用いた。

供試鋼板の形状は、主として $54 \times 52 \times 1$ mm (ただし腐食試験には $50 \times 50 \times 1$ mm のものを使用) のものを1200 meshのサンドペーパーで表面を研磨し、水洗後エタノール洗浄して乾燥し使用した。表1に軟鋼および耐熱性高張力鋼の化学成分を示す。また文中の塗装軟鋼板

とは、前記の軟鋼板上にウォッシュプライマーを1回塗装したものを用いる。

表1 化学成分

	C %	Si %	Mn %	P %	S %	Cu %	Cr %
軟 鋼	0.05	0.00	0.30	0.016	0.023	0.05	0.07
耐熱性高張力鋼	0.09	0.74	0.71	0.100	0.014	0.51	0.57

(2) 腐食液

腐食液としては、現在腐食促進試験用として最も多く使用されている塩化ナトリウム(JIS1級試薬)の各種濃度(0.1~10 w/w%)水溶液を用いた。

2. 実験方法

(1) 自然電極電位

標準電極には飽和甘水電極を使用し、電位差計としては入力インピーダンスの高いpHメーター(堀場M-3型)を用いて、NaCl水溶液中における電位差を5分間隔でプロットした。

(2) 分極電位一電流

測定方法は定電流法により、装置は既述のごとく標準電位として飽和甘水電極を、電位差計としてpHメーターを使用して、図1のような回路を組み測定した。

試験に先立ち、適正電流減少幅と安定化時間をみるため、1% NaCl水溶液で不溶性電極を陽極(自然電極電位に到達後は逆に陰極)として電流を350 μ Aに設定して直流を印加し、その電流と時間をそれぞれ10 μ A 3分、20 μ A 5分、50 μ A 10分と変化させて分極をおこなった結果、陰陽両分極電流は電流減少幅および測定時間差の大小に関係なく殆んど一定であるということが判明したため、NaCl水溶液濃度の差による分極特性は、25 μ A 5分間隔の一定として0.1%、0.5%、1%、2%、3%、4%、5%、10%の各濃度について測定した。

また、耐熱性高張力鋼およびステンレス鋼・塗装軟鋼板はそれぞれ1% NaCl水溶液について、前者は150 μ A

* 「防錆剤に関する研究」を標題のように改正する

5分、後者は10 μ A 5分で同様測定をした。腐食電流は、熱力学的にも既に証明されているつぎの Pensonの式を引用し¹⁾、 i_p (陽分極電流) および i_c (陰分極電流) を求めて算出した。

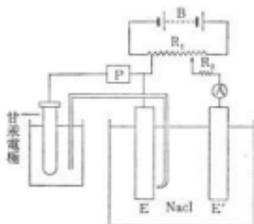


図1 分極測定装置

(3) 腐食試験

腐食現象を電気化学的に考察したものを立証する目的で各種濃度のNaCl水溶液中に供試軟鋼板を浸漬して腐食試験をおこなった。すなわち、供試軟鋼板をあらかじめ秤量し、0.1%、0.5%、1%、2%、3%、5%、10%の各濃度NaCl水溶液に40°Cで1ヶ月間浸漬後、腐食生成物はインヒビター添加の塩酸溶液で除去し水洗後5%苛性カリ溶液で中和、水洗、湯洗、乾燥、秤量して腐食量を算出した。

(4) NaCl水溶液の電導度と溶存酸素

NaCl水溶液による鋼板腐食は、希薄溶液においては濃度と共に増加する²⁾。すなわち、濃度の増大にともない塩素イオン濃度が増加して溶液の電導度も大となるためと考えられる。しかし実際の腐食では必ずしもNaCl濃度と腐食量は比例関係にはなく、1~3%において腐食量が最大であることが一般通念である。これはNaCl水溶液濃度が大となるほど、酸素溶解量が減少すること起因しているものと考え、各種NaCl水溶液の電導度と溶存酸素量の関係について試験をした。

NaCl水溶液の0.1%、0.5%、1%、2%、3%、4%、5%、10%各濃度のものについて電気伝導度測定装置(柳本MY-7型)で電導度を測定し、溶存酸素は工業用水試験法 JISK 0101 (1966) ウィンクラーブシ化ナトリウム変法で測定した。

■ 実験結果と考察

1. 自然電極電位

(1) 腐食液濃度の影響

自然電極電位にあたるNaCl水溶液濃度の影響を図2に示す。軟鋼板のNaCl水溶液濃度における自然電極電位は濃度1%付近が最も卑の電位を示し、それよりも

大でも小でも貴方向に向っている。また、腐食因子の一つと思われる溶存酸素量を示す図5からみても1%を最大にしていることから、自然電極電位と溶存酸素量は腐食に対して深い関連性をもっていることがいえる。

このことは後述する図23の腐食電流 i_c においても、また実際の1ヶ月間の腐食試験結果図3からみても、NaCl水溶液の濃度が1%のとき最大となっている。この結果から腐食の外的要因であるNaCl水溶液において、腐食電流あるいは実際の腐食試験の結果からも、溶存酸素量と同様に自然電極電位と大きな関連をもっていることがいえる。しかし電導度については図4の結果から濃度が大となるほど増加しており、自然電極電位とは何ら関連性をもっていないことがいえる。

以上の結果からNaCl水溶液の濃度は1%付近のときに最も腐食しやすいということがいえる。

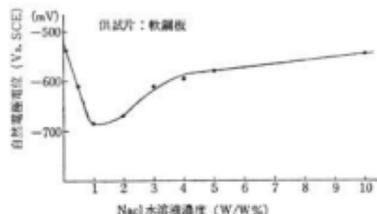


図2 NaCl aq 濃度と自然電極電位

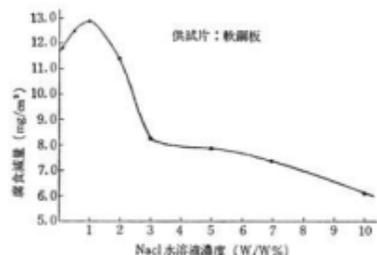


図3 NaCl aq 濃度と腐食減量

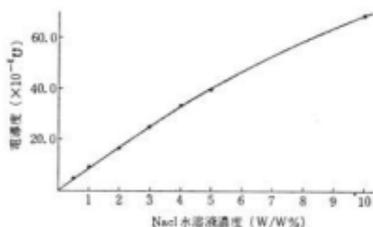


図4 NaCl aq 濃度と電導度

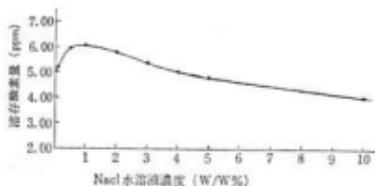


図5 各種濃度 NaCl aq 中の溶存酸素量

(2) NaCl 濃度と塗装の影響

軟鋼板にウォッシュプライマーを塗った場合の NaCl 水溶液濃度による自然電極電位を圖 6 に示す。

鋼板の場合と異って、自然電極電位の最も単な濃度は 0.5% 付近と低濃度側へ移行している。補足試験としておこなった 1 ヶ月の塗膜劣化試験をした後の供試品をみても、やはり塗膜の内部は 0.5% の NaCl 水溶液の場合が一番腐食が激しかった。このことから塗装をおこなったとき NaCl 水溶液による腐食量は、0.5% 濃度において最大ということがいえる。

これは塗膜の選択的イオン透過性のために影響されたものと考えられ、塗膜がカチオン透過性の場合には希薄溶液側へ、アニオン透過性の場合にはその逆であるということがいえる。ここで使用した塗料は高分子物質を原料としているからカチオン透過性を示し、希薄溶液側へ移行したものと考えられる。このことは NaCl 水溶液濃度が低いほど塗膜の吸水量が増加するという事実から考えあわせても肯定でき、無塗装軟鋼板よりも低濃度側に移行し 0.5% 付近が最低である。

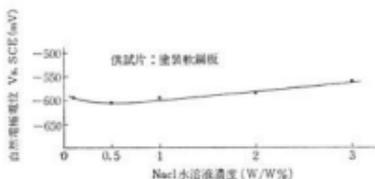


図6 塗装軟鋼板の自然電極電位

(3) 材質の影響

NaCl 水溶液濃度 1% で材質が異なる場合の実測自然電極電位をまとめてみると表 2 のようになり、軟鋼板と耐蝕性高張力鋼は同じ値となった。ついで塗装鋼板、ステンレス鋼の順に貴電位を示した。

ちなみに鋼材中の添加元素が腐食にあたる影響を各鋼板中に含まれている化学成分についてみると、一般にはつぎのようにいわれている²⁾。

表2 各種鋼材の自然電極電位 (1% NaCl aq)

	軟 鋼	塗装軟鋼耐蝕性高張力鋼	ステンレス鋼
自然電極電位(mv)	-685	-595	-685

C—淡水中での鋼の腐食に関しては炭素含有量の影響は殆んど認められないが、海水中でのそれは高炭素鋼のほうが多少腐食率が高く、酸類水溶液中においても一般に高炭素鋼ほど腐食率は高い。しかし硝酸等の酸化性酸中で不動態化しやすいということになるとかえって高炭素鋼のほうが優れている。

Mn, S, P, Si—これらの諸元素が普通程度に含有される限りは、淡水、海水中での腐食率に大きな影響は認められないが、しかし全く無関係ではなくある程度以上に増加するとその影響があらわれてくる。

Cu, Ni, Cr—大気中腐食については銅、ニッケルを含むことは腐食率を抑制する効果がある。大気中と海水を比較すると、大気中のほうが抑制効果は大きいといえる。また軟鋼に対して 3% 程度の Cr を加えると効果は大となるが、3% 以上の場合には孔食の心配がある。強アルカリ溶液中では Ni 鋼は耐食性は大きく、Cr が 12% 以上含まれると耐食性は一段と改善される。

表 1 の供試軟鋼板および耐蝕性高張力鋼の化学成分からみて、耐蝕性高張力鋼の場合は Si, Mn, S が多量に入っているが上述のようにこれらの各成分は耐食性に顕著な影響は与えないものと考えられ、他の C, Cr, Cu の各元素についても耐蝕性高張力鋼には多量に含有されているが、海水中では高炭素鋼ほど腐食しやすく、半面、Cr, Cu は高含有量ほど腐食の抑制効果が大きいという効果特性の相殺によってか現実には軟鋼と耐蝕性高張力鋼が同程度の自然電極電位を示したのもと思われる。

またステンレス鋼については他の 2 供試鋼板に比べて Cr の量が比較にならないほど多く含有され、耐食性も一般に優れているが、このことは自然電極電位が他のものに比較して相当に貴電位を示したことによっても実証される。

2. 電位—時間曲線

(1) 腐食濃度の影響

軟鋼板についての NaCl 水溶液各濃度における電位—時間曲線を圖 7 に示す。

既述のように電極電位は単に腐食の傾向を判断する資料として求められているもので、定量的に腐食速度を判定することは至難である。中性溶液では軟鋼板は陰極支配によって腐食が進行するものであり、電位の低下速度の大なるものと電極電位の卑なものは腐食傾向が大であると判定される。圖 7 では -600mV 付近において急変

化のみられるものは1.0%を筆頭に0.5%, 2%, 3%であり、それぞれ電極電位も卑な値を示した。電位の急低下は皮膜の破壊が著しく、腐食が急激に進行するということを示すもので、腐食試験結果と類似のものがえられた。

また、腐食液中に入れてから5分間は皮膜の破壊が急激に起り、腐食が急激に進行することを示しているが電位はあまり高くはないので、腐食は表面全体に薄く進行するものである。それ以後電位の急変化のないものは腐食生成物が腐食の進行をさまたげて極度の腐食現象を起さないものと推察される。しかし浸漬後長時間を経てなお電位の急低下をみるものは皮膜破壊が起ることを示し、腐食がさらに進行することを示している。さらに一定時間後に定常電位となることは腐食進行の結果、その腐食生成物が表面全体に相当厚くなり、腐食の進行を抑制しているものと考えられる。

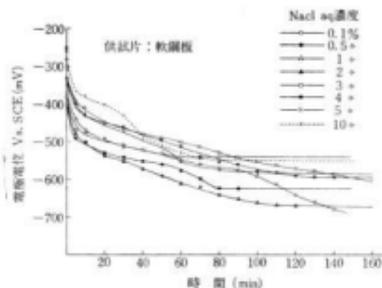


図7 電位—時間曲線 (その1)

(2) 塗装の影響

塗装軟鋼板についての NaCl 水溶液における電位—時間曲線を図8に示す。3% NaCl 水溶液のものを除き、電位が -600 mV以下となるものはその最低電位を示した後にまたわずかに上昇してきていることがわかる。これは塗料による内部保護の作用が徐々に進行して -600 mV以下となるとその効果が現われてきたものと考えられ、概して自然電極電位に達する所要時間も短かく一時的にも貴方向に移行する期間のあることは、塗膜が耐食性に寄与していることを物語っている。

(3) 材質による影響

図9は、NaCl 水溶液濃度1%の場合の供試材質の差による電位—時間の関係をみたものである。軟鋼板は浸漬初期に他の試料に比較して急激な電位低下をみたが、これは既述のように皮膜の破壊が急速に進行したことをあらわす。これに対して塗装軟鋼板、耐熱性高張力鋼は同程度の電位変化過程を経ており、軟鋼板よりも低下幅

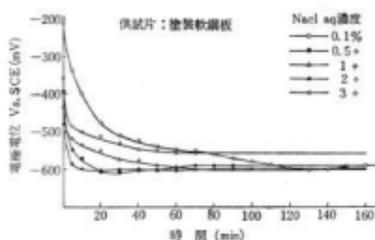


図8 電位—時間曲線 (その2)

が狭いため、耐食性では軟鋼板に比較して良好のものと考えられる。中でも塗装鋼板は一部貴方向に移行する傾向がみられ、平衡電位も高いことから耐食性の点ではさらに優れているものと考えられる。

ステンレス鋼は初期の電位変化が緩徐で、しかも電位が高いことから保護被膜補修が段階的に進行し、耐食効果を促進しているもので、Cr, Ni 量のさらに高濃度な良質ステンレス鋼を使用すればさらに良好な電位曲線がえられるものと考えられる。

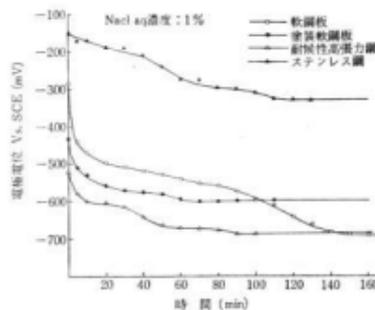


図9 電位—時間曲線 (その3)

3. 分極特性

分極電位—電流測定は、腐食電流 i_0 の決定にある。この分極現象を求める場合、陰陽両分極曲線の折点 i_0 および i_p は、変化さず電流値の間隔、測定する時間の間隔を変化させても殆んど変わらないとされており⁴⁾、この事実を確認するために NaCl 水溶液の濃度1%のときの軟鋼板の分極電位—電流を $20 \mu\text{A}$ 間隔で5分後、 $10 \mu\text{A}$ 3分、 $50 \mu\text{A}$ 10分という3法に変化させて測定し、分極電位—電流曲線図10~図22を描いてみた。これらからもわかるように i_0 は多少の変化こそあれ、ほとんど一定とみてさしつかえないという同一の結果をえたので

この方法を採用した。

(1) 腐食液濃度による影響

分極曲線は、そのものの自体的解析よりもそれによってえられる腐食電流 i_0 の算出とその利用に意義がある。各種 NaCl 水溶液濃度の分極曲線は図10～図22のとおりであり、これから求められた腐食電流は図23にみられる。自然電極電位があくまでも腐食傾向の判段のために用いられ、腐食速度の解明は分極特性によると断定したが、いま軟鋼板について実際に1ヶ月の浸漬腐食試験をおこなった図3の結果と対比する場合に、各濃度の腐食量は自然電極電位よりもむしろ腐食電流値により近似している事実が認められた。すなわち図23の腐食電流の場合には1%濃度をピークとして、これよりも高濃度な2%、3%のものよりもむしろ0.5%、0.1%の低濃度のものほうが電流値が大となっていることは図3の腐食減量と全く同一の傾向であり、この点は図2の電極電位の場合よりも事実を異にし、上記腐食速度は分極曲線による腐食電流の決定によるべきものであることを立証している。

(2) 材質による影響

NaCl 水溶液濃度1%で供試片の異なる場合の陰陽両分極曲線を見ると自然電極電位が低いほど陰陽両分極電流あるいは腐食電流は大きい。しかし、強炭軟鋼板は自然電極電位が相当に低いにもかかわらず両分極電流は小さくなっている。

これはウオッシュプライマーを軟鋼板に塗ってあるため、これが抵抗体として働くため電流が流れにくくなったためと考えられ、自然電極電位は少々卑でも腐食電流が小さくなるため腐食しにくくなるといえる。このことは、軟鋼板の場合は分極が専方向にみられたが、図21で明らかのように全く逆の貴方向に分極をしている。これは丁度自然電極電位曲線が貴方向に移行すること同一現象で、これらのことによっても以上のことが肯定できる。

ステンレス鋼の場合も電極電位が高く、分極電流、腐食電流の両者共極めて小さな値となり、実際の腐食状態をはっきりと裏付けている。また、耐候性高張力鋼の場

合はステンレス鋼とは逆の傾向で低電位、高電流の結果となったため耐食性なしと判断しているが、強炭軟鋼板およびステンレス鋼と同様に貴方向に分極していることから、長期的曝露の環境では軟鋼板よりも腐食度は小さいものと考えられる。

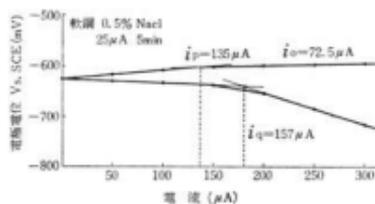


図11 分極曲線(その2)

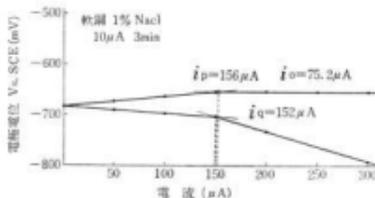


図12 分極曲線(その3)

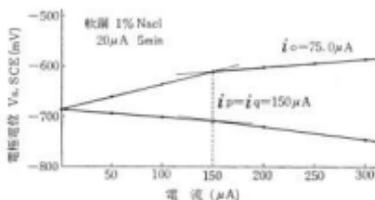


図13 分極曲線(その4)

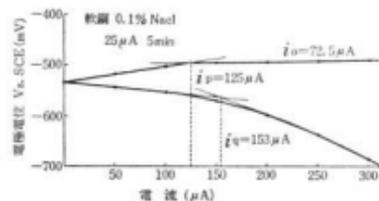


図10 分極曲線(その1)

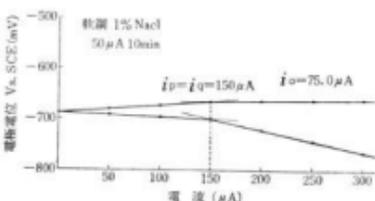


図14 分極曲線(その5)

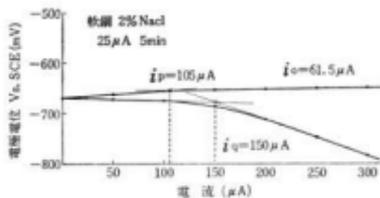


図15 分極曲線 (その6)

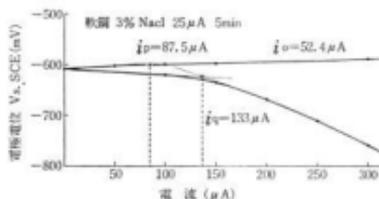


図16 分極曲線 (その7)

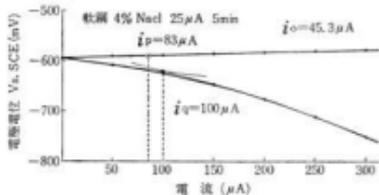


図17 分極曲線 (その8)

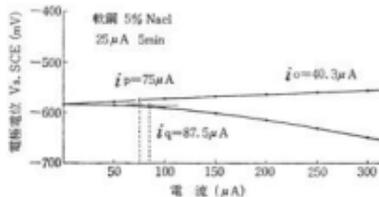


図18 分極曲線 (その9)

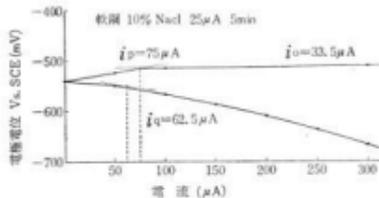


図19 分極曲線 (その10)

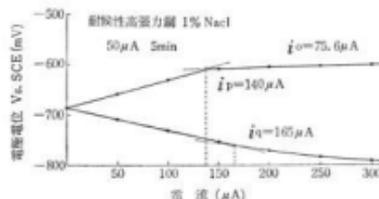


図20 分極曲線 (その11)

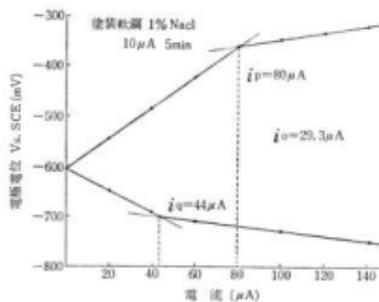


図21 分極曲線 (その12)

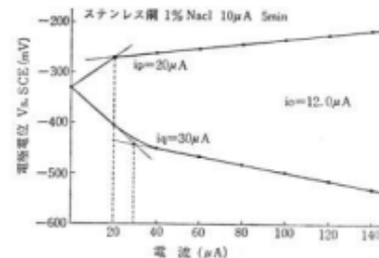


図22 分極曲線 (その13)

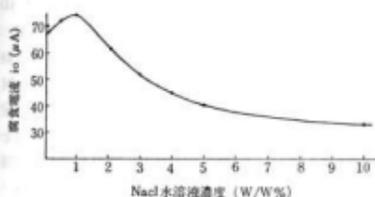


図23 NaCl aq 濃度と腐食電流

4. NaCl 水溶液の電導度と溶存酸素

溶存酸素の存在する NaCl 水溶液中での鋼板の腐食速度は、前述のように希薄溶液においては濃度とともに増加するはずである。これは NaCl 水溶液濃度が増すと必然的にイオン濃度も大となり、電導度が大きくなるためである。しかし、実際の腐食試験あるいは上記の電極電位、腐食電流の結果ではいずれも 1% 濃度において最大となっている。これは NaCl 水溶液中に存在する溶解酸素量の影響によるものと考えられるため、この電導度、溶存酸素を求めたものが図 4、図 5 である。

図 5 において、明らかなように溶存酸素量は 1% 濃度のときに最大値を示し、その前後において漸次低下をしている。従って NaCl 水溶液中では溶存酸素量が腐食にあたえる影響は非常に大きく電極電位とはほぼ比例の関係にあるといってもよさそう。

IV 結 言

本実験によってえられた結果を要約するとつぎのとおりである。

1. 自然電極電位は NaCl 水溶液濃度 1% (wt) において最低となり、これよりも高濃度あるいは低濃度でも、より貴な電位となる。この電極電位は軟鋼板の腐食傾向と類似な関係にある。
2. 分極曲線によって求められた腐食電流は、NaCl 水溶液の場合 1% (wt) 濃度において最大となり、これよりも高濃度、低濃度でも低下し、金属材料の腐食速度を判定するためには電極電位によるよりもさらに有効で、極めて精度の高いものと考えられる。
3. NaCl 水溶液中での軟鋼板の腐食は溶存酸素に比例する傾向がみられ、この溶存酸素は自然電極電位と相関関係にある。
4. 塗装軟鋼板の NaCl 水溶液中における自然電極電位は 0.5% において最低となることから、塗装をおこなった軟鋼板は 0.5% NaCl 水溶液中で最も腐食しやすいと考えられる。
5. ステンレス鋼、塗装軟鋼板のような耐食手段として使用されている鋼材は、電極電位および腐食電流の測定によって腐食傾向が判定できるが、耐蝕性高張力鋼の場合にはこの電位、電流測定によって判定することはやや危険のようである。

終りにあたり本実験を進めるに際して終始協力された石村眞正君に感謝するとともに、試料の御恵与をえた日新製鋼㈱呉製鉄所研究部に深謝する。

文 献

- 1) 前田：電極の化学、(1966)、187
- 2) 佐藤：金属表面技術、Vol 16、No. 5 (1965)、215
- 3) 日本学術振興会：金属防食技術便覧、(1957)、117
- 4) 日根：金属の電気化学的腐食

メッキに関する研究(第8報)

亜鉛メッキの低濃度クロメート処理について

清水 達磨, 応和 尚, 下勝 秋夫

I 緒 言

近時,工場排水による公害が大きくなりあげられ,特に毒性の強い,シアンおよびクロムを含有するメッキ排水は,きびしい取締の対象となっている。広島県においても,太田川,瀬野川の一部水域は,水質保全法によって,シアンは1ppm,クロムは2ppm以下と規制されている。

この間,メッキ関係では,公害防止のため,排水処理設備の設置をはかるとともに,メッキに使用する薬品の無毒化,毒物の低濃度化,公害防止を目的とする工程改善,レイアウト等の再検討が行われてきた。

現在,自動車部品ならびに弱電部品関係の耐食メッキとして一段と需要量を増してきた電気亜鉛メッキにおいて,その耐食性向上のための手段として利用されているクロメート処理も例外ではなく,従来の CrO_3 200~250g/lを用いる高濃度クロメート処理液から, CrO_3 10g/l以下の低濃度クロメート処理液が研究され,次第に普及されつつある。

低濃度クロメート処理液は,高濃度のものに比べ外観においてわずかに見劣りするが,耐食性(耐塩水噴霧試験)においては全く損色なく,同等以上の性質をもち,かつ低濃度化およびそれにもなる液粘性の低下による CrO_3 のすくい出しの減少によって排水中の CrO_3 濃度を著しく低下させることができ,公害防止,排水処理に対して大きく貢献しうるといわれている。

本実験は, CrO_3 10g/l以下の低濃度クロメート処理液に関する実験を行ない, CrO_3 , H_2SO_4 および HNO_3 濃度,浸漬時間等がクロメート皮膜中の Cr(VI) , Cr(III) 量および耐食性に与える影響を検討した。

II 実験方法及び試料

1. 亜鉛メッキ試料とクロメート処理

試験片はすべて磨軟鋼板(JIS G 3310 0.3×50×100mm)を用い,次のような工程で亜鉛メッキおよびクロメート処理をした。

(1) メッキ工程

溶剤脱脂→電解脱脂→水洗→5% HCl 浸漬→水洗→シアン化亜鉛メッキ→水洗→1% HNO_3 浸漬(10sec)→水洗→クロメート処理→水洗→乾燥。

(2) シアン化亜鉛メッキ条件

浴組成	Zn	33g/l	浴温	$30 \pm 1^\circ\text{C}$
	全NaCN	89g/l	D_K	3A/dm ²
	M比	2.7	電着時間	10min
	液量	20l		(約9 μ)

クロメート処理は,全て浴温 $30 \pm 1^\circ\text{C}$ で行ない,色むら防止のため試験片を,浴中で軽く揺動した。処理後,すべて5secの空中放置(セッティング)を行なった後水洗した。

2. 亜鉛の溶解量の測定

電着された亜鉛の,クロメート浴への溶解量を測定するため,試験片(0.3×50×100mm)1枚について,クロメート液($30 \pm 1^\circ\text{C}$) 500mlを用い,所定時間浸漬後,5秒間の空中放置を行ない,流水ですすやかに洗浄した。洗浄液を合した液について原子吸光度計(日本ジャーレル・アッシュ社製,AA-1型)で亜鉛を定量し,試験面 1dm² 当りの Zn 溶解量を mg で表わした。

3. クロメート皮膜中の Cr(VI) および Cr(III) の定量

1) Cr(VI) の定量は上記2でクロメート処理した試験片を,0.02% NaOH (80°C 以上,500ml)に5分間浸漬し,溶出した Cr_2O_7 をJIS K 0102 工場排水分析方法に準じて吸光度法で分析し,試験面 1dm² 当りの Cr(VI) として,mg 数で表わした。

2) Cr(III) は, Cr(VI) を溶出した後の試験片を,0.2% HCl (80°C 以上,500ml)に15分間浸漬し,残存 Cr(VI) と皮膜を形成していた Cr(III) を溶解し, Cr(VI) と同様にJIS K 0102に準じて定量し,試験面 1dm² 当りの Cr(III) として,mg 数で表わした。

4. 耐食性試験

JIS Z 2371 塩水噴霧試験方法に準じ,5% NaCl, $35 \pm 2^\circ\text{C}$, 8時間噴霧,16時間休止を1回とし,亜鉛の白色腐食生成物が生じるまでの日数を測定した。なお装置は東洋理化学キヤッター直型を使用した。

III 実験結果と考察

1. 実験結果

亜鉛溶解量, Cr(VI) および Cr(III) 溶出量,塩水噴霧試験等の結果は,次の項目ごとに一つの図としてまとめた。

(1) C
現在
は2~
10g/l
定に
す。
間15
Zn
dm²,
とCr

Cr 溶解量 (mg/dm²)

ii) CrO₃ 濃度の影響

現在、実用されている低濃度クロメート浴中の CrO₃ は 2~5g/l であるが、ここでは、CrO₃ を 1, 2, 3, 5, 10g/l と変化させ、H₂SO₄ 0.5ml/l, HNO₃ 3ml/l と一定にし、浸漬時間を15秒と測定した結果を図1に示す。また同様に H₂SO₄ 2.0ml/l, HNO₃ 3ml/l, 浸漬時間15秒の結果を図2に示す。

Zn 溶解量は H₂SO₄ 0.5ml/l では 13.6~20.8mg/dm²、同様に H₂SO₄ 2.0ml/l では 25.5~28.8mg/dm² と CrO₃ 濃度により変化するが、その影響は小さい。

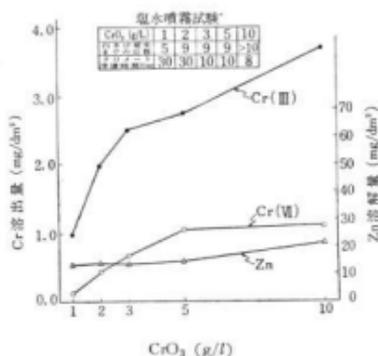


図1 CrO₃ 濃度の影響 (H₂SO₄ 0.5ml/l, HNO₃ 3ml/l, 15sec 浸漬)

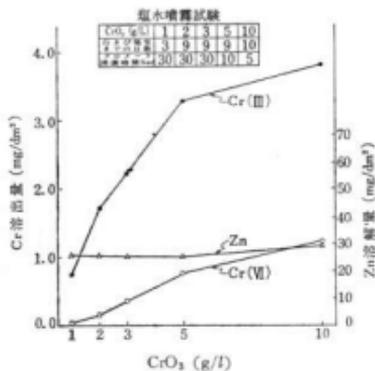


図2 CrO₃ 濃度の影響 (H₂SO₄ 2.0ml/l, HNO₃ 3ml/l, 15sec 浸漬)

皮膜からのCr(VI)の溶出量は、CrO₃ 1g/l で 0.15mg/dm² (H₂SO₄ 0.5ml/l), 0.03mg/dm² (H₂SO₄ 2.0ml/l) と少ないが、濃度の上昇とともに増加し、10g/l では、それぞれ 1.11, 1.22mg/dm² となり CrO₃ 濃度の影響が大きいことを示している。

Cr(III) は、Cr(VI) に比べ 1g/l でもそれぞれ 0.98, 0.74mg/dm² と大きい値を示し、低 H₂SO₄ (0.5ml/l) の場合には 3g/l まで、高 H₂SO₄ (2.0ml/l) では 5g/l までの間で急な増加をし、このような H₂SO₄, HNO₃ 濃度の条件では、CrO₃ 濃度の影響は大きい。

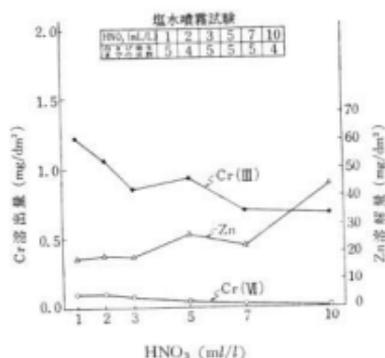


図3 HNO₃ 濃度の影響 (H₂SO₄ 2ml/l, CrO₃ 1.5g/l, 15sec 浸漬)

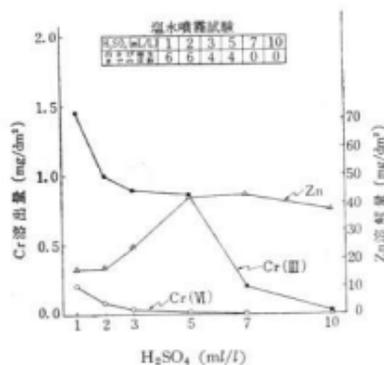


図4 H₂SO₄ 濃度の影響 (HNO₃ 2ml/l, CrO₃ 1.5g/l, 15sec 浸漬)

耐食性は、 H_2SO_4 0.5, 2.0ml/l に関係なく 2g/l 以上で 8 日以上への耐塩水噴霧性を示しているが、塩水噴霧用の試験片は、図中の欄に示すように、浸漬時間がそれぞれ異なる。これは、低 H_2SO_4 ほど、又、高 CrO_3 濃度ほど皮膜生成が早いので、浸漬時間を調整したためである。

なお、比較のために行った供試高濃度浴においては、Zn 溶解量は 60~100mg/dm² (メッキ 1μ は約 71mg/dm²)、Cr(III) 11~13.6mg/dm² と Cr(VI) の 0.6mg/dm² をのぞき低濃度浴より大きい値を示したが、塩水噴霧試験では試験片の引掛穴周辺から白サビが早く発生し (2~4 日)、この腐食生成物の流下により試験面の白サビ発生が促進され低濃度 CrO_3 浴の 8 日以上に比べ 6~7 日という悪い結果を得た。

供試高濃度クロメート浴

CrO_3	250g/l
H_2SO_4	20, 40ml/l
HNO_3	10, 20, 30ml/l
浴温	30±1°C
浸漬時間	5sec.
空中放置	5sec.

(2) 硫酸および硝酸濃度の影響

CrO_3 1.5g/l, H_2SO_4 2ml/l 一定で HNO_3 のみ 1~10ml/l と変化させた結果を図 3 に、同様に CrO_3 1.5g/l, HNO_3 2ml/l 一定で H_2SO_4 1~10ml/l と変化させた結果を図 4 に示す。

Zn 溶解量は、 HNO_3 , H_2SO_4 濃度の影響が大きく、 HNO_3 濃度の上昇で 18~44mg/dm² と増加し、 H_2SO_4

の場合、5ml/l まで急増するが、5~10ml/l では約 40mg/dm² と殆んど一定となる。

Cr(VI) 溶出量は、 H_2SO_4 , HNO_3 の増加にしたがい逆に減少し、特に H_2SO_4 が 5ml/l 以上の添加では Cr(VI) は殆んど認められない。

Cr(III) も、 HNO_3 , H_2SO_4 の増加と逆に減少し、 H_2SO_4 では 7ml/l 以上で激減し、10ml/l では殆んど認められない。

耐食性は、Cr(III) 量と似た傾向を示し、 HNO_3 の影響は弱く、いずれも 4 日以上である。 H_2SO_4 の場合は、7, 10ml/l の添加量で耐食性は著しく低下し、1 日で白サビの発生をみた。

(3) 浸漬時間の影響

高濃度クロメートにおいては、処理液の化学研摩作用が大きく、一般に 5~15sec の短時間浸漬によるのが普通であるが、低濃度浴においては、比較的皮膜生成が緩慢なものがあり長時間の浸漬を必要とするものがある。

濃度の異なる 5 種類の液について 8~60sec と浸漬時間を変えて実験を行なった結果を図 5~図 9 に示す。

CrO_3	H_2SO_4	HNO_3
1.0g/l	0.5ml/l	5.0ml/l (図 5)
1.0 "	2.0 "	3.0 "
2.0 "	2.0 "	3.0 "
1.5 "	2.0 "	2.0 "
10.0 "	2.0 "	2.0 "

クロメート浴への Zn の溶解量は、いずれの浴についても時間と共に増加し 60sec で約 1μ の溶解量を示した。 HNO_3 , H_2SO_4 の添加濃度が同一である図 6 と図 7。

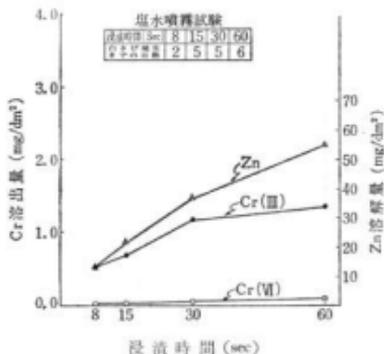


図5 浸漬時間の影響
(CrO_3 1g/l, H_2SO_4 0.5ml/l, HNO_3 5ml/l)

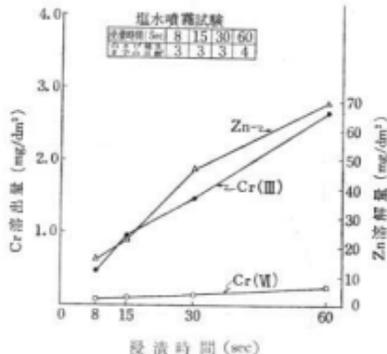


図6 浸漬時間の影響
(CrO_3 1g/l, H_2SO_4 2ml/l, HNO_3 3ml/l)

Cr 溶出量 (mg/dm²)

Zn 溶解量 (mg/dm²)

および図8と図9を比べると CrO_3 濃度に関係なく、ほとんど同じ傾向を示しており、ここでも CrO_3 濃度の影響が小さいことを示している。

Cr(VI) 溶出量は、 CrO_3 1~2g/l の浴(図5~図8)については時間とともに僅かに増加しているが、しかしその影響は小さく、0.02~0.34 mg/dm² の範囲にある。図9の CrO_3 10g/l の浴は30secまで0.5~1.6 mg/dm² と増加するが、30~60sec においては殆んど変化ない。

Cr(III) は、 CrO_3 1~2g/l の浴では1g/l と2g/l の間に大きな差があるが、Zn 溶解量にほぼ比例した値を示し、時間と共に大きく増加し、高 CrO_3 濃度ほど

影響が大きくなる。

図9の CrO_3 10g/l においては、皮膜生成反応が激しく、浸漬時間が15~20sec 以上となると未乾燥皮膜は非常に弱くなり、浸漬時間が長すぎることを示している。25sec を最大として Cr(III) が大きく変動しているのは、クロメート浴中で皮膜が溶解、生成を繰り返していると考えられる。

耐食性は、 CrO_3 10g/l の場合を除き、大略浸漬時間が長い方が良好である。また、同一酸濃度においても、 CrO_3 が1g/l と2g/l では大きな差あり、2g/l のほうがはるかに良い結果をえており、皮膜中の Cr(III) との関連性が認められる。

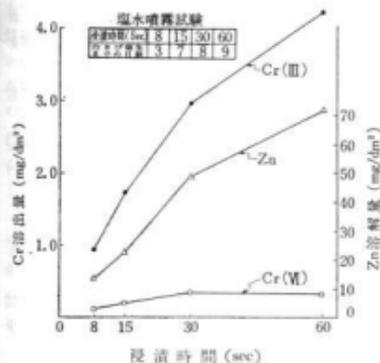


図7 浸漬時間の影響
(CrO_3 2g/l, H_2SO_4 2ml/l, HNO_3 3ml/l)

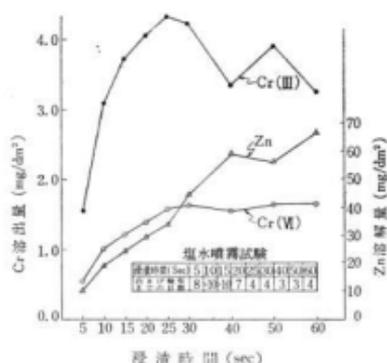


図9 浸漬時間の影響
(CrO_3 10g/l, H_2SO_4 2ml/l, HNO_3 2ml/l)

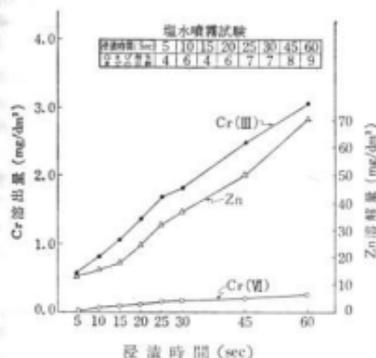


図8 浸漬時間の影響
(CrO_3 1.5g/l, H_2SO_4 2ml/l, HNO_3 2ml/l)

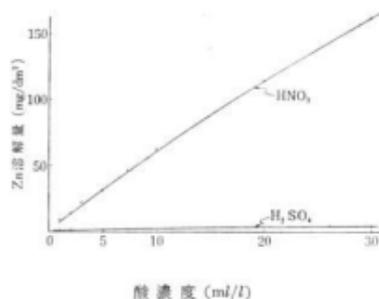


図10 酸による電着 Zn の溶解

2. 実験結果の考察

(1) クロメート浴組成と Zn 溶解量

Zn は HNO_3 によく溶解する。図10に示すように、 HNO_3 濃度にはほぼ比例して溶解量が増す。 H_2SO_4 の場合、溶解力は HNO_3 に比べはるかに弱く、また、濃度による差も小さい。 CrO_3 にいたっては、1~250g/l で 0.6~0.9mg/dm²・30sec. (図では省略) と少なく、 CrO_3 による不動態の形成がうかがえる。

CrO_3 10g/l 以下の低濃度浴では、 CrO_3 濃度差による Zn 溶解量の影響は小さく、 HNO_3 および H_2SO_4 の影響が大きい。又、クロメート浴は CrO_3 、 H_2SO_4 、 HNO_3 の相乗作用によるためか、単味浴によるより、大きな溶解性を表わしている。

(2) 皮膜中の Cr(VI) および Cr(III) 量と耐食性

0.02% NaOH 熱水溶液に溶出する Cr を全 Cr(VI) とし、0.2% 熱 HCl 水溶液に溶解した Cr を全 Cr(III) とするのは正確でないが、略々このように分けた場合、耐食性に大きな影響を与えているのはこの Cr(III) であり、この量が皮膜の生成量を示していると考えられる。

溶出 Cr(III) は、 CrO_3 1~3g/l 間で急増し、耐食性も 1g/l と 2g/l では格段の差が認められることは前述のとおりである。さらに 5、10g/l CrO_3 と Cr(III) も増加するが、皮膜生成作用、溶解作用を考慮した、 CrO_3 、 H_2SO_4 、 HNO_3 の濃度および浸漬時間、浴温等のバランスをとる必要がある。図1、図2、図9のように、一定条件下で CrO_3 濃度とか、浸漬時間等の一つの要因を変化させるとき、Cr(III) の曲線傾斜が小さくなる一つの屈曲点は、皮膜生成の適正条件を示していることを示し、したがって、浴組成の変更(改良)、浸漬時間の短縮等が必要である。

皮膜生成期をすぎ、溶解が進んだ皮膜は著しく弱く、粉化、剥落の可能性が大きい。さらに溶解後、新たに皮膜を生じた場合は、ある程度の耐食性をもつが、外観は不良である。

図1、図2にみられる塩水噴霧試験の浸漬時間、さらに図6、図7、図8、図9にみられるような CrO_3 1~10g/l の低濃度浴においては、 CrO_3 の濃い浴は 5~10sec と短時間にして、比較的、薄い浴は 30~60sec と長くする必要がある。

H_2SO_4 濃度は、 HNO_3 に比較して皮膜生成(Cr(III)の量)および耐食性に大きな影響を与え、7~10ml/l では Cr(III) をほとんど生成せず耐食性も著しく悪い。 HNO_3 は図3にみられるように濃度差による影響がみられず、耐食性は4~5日と JIS 規格以上である。さ

らに皮膜生成については、 H_2SO_4 が少ないほどよく生成し、この点高濃度浴と同一傾向を示し、酸濃度が少ないほど、着色皮膜を得やすい。

供試高濃度浴では、Cr(VI) は約 0.6mg/dm² であり、Cr(III) は 11.0~13.6mg/dm² で、低濃度の 4mg/dm² に比べ約4倍で、皮膜が厚く、耐食性もよいことを示しているが、化学研摩作用が強いため、穴まわりの Zn 溶解が進みやすく、また液が粘附するため、すくい出しが大きく、水洗しにくい欠点をもっている。

IV 結 言

CrO_3 1~10g/l の低濃度クロメート処理に関する実験を行ない、 CrO_3 濃度、 HNO_3 、 H_2SO_4 濃度、浸漬時間等がクロメート皮膜中の Cr(VI)、Cr(III) の量、および耐食性に与える影響を調べた結果、次のことが言える。

1) クロメート浴への Zn 溶解量は、 CrO_3 濃度にあまり関係なく、 HNO_3 、 H_2SO_4 濃度の影響が大きい。 CrO_3 10g/l 以下の低濃度浴では、約 70mg/dm²、60sec (約 1 μ) で高濃度浴 (5sec 浸漬、5sec 空中放置) の 100mg/dm² (1.4 μ) よりやや少ない。

2) 耐食性と Cr(VI) 量の関連性は認められないが、Cr(III) 量と大きな関係があり、大略、Cr(III) の多いものは耐食性がよいといえる。

3) Cr(III) は、 CrO_3 が多くなるほど、また長時間浸漬するほど多くなる。また、 H_2SO_4 、 HNO_3 共に少ないほど多くなるが、 H_2SO_4 の方が影響が大きい。

4) 耐食性の良い皮膜をうるためには、 CrO_3 量が多くなるにしたがい、短時間浸漬とし、 CrO_3 、 H_2SO_4 、 HNO_3 濃度等のバランスをとる必要がある。

5) 耐食性からみた浴組成は、 CrO_3 2~3g/l、 H_2SO_4 2ml/l、 HNO_3 2~3ml/l がよく、浸漬時間 30~60sec で、塩水噴霧試験に 8 日以上耐える。

6) CrO_3 1~10g/l の低濃度浴の耐食性は高濃度浴以上であり、外観より、耐食性を重視する場合、排水処理を含めた経済性からみて高濃度浴より有利と考えられる。

終りに臨み、本実験に終始熱心に協力された近畿大学卒論生田村春夫君に感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) 野田：最近のメッキ技術(講習会テキスト)，(1968)，95。

ヤスリの熱処理に関する研究 (第21報)

ヤスリの圧延材および焼ナマシ材について

石田 節, 山 信 行, 鈴 木 寛

1 緒 言

ヤスリの製造上、品質に関するものに種々の問題点をもつ成形法、熱処理法などがあり、これらの点についてはおのおのヤスリ工場において、それぞれ改善に努力が重ねられているが、一方ヤスリの素材についての関心が意外と低いように見受けられる。一般に機械金属製品の性能をよくするには、第一に使用材料の吟味を十分に行なうことであり、ヤスリ素材についても経済的な考慮の上になつて種々の研究が行なわれ、ヤスリの品質を向上させるような材料の開発が望まれる。

しかし現状においてはヤスリ素材に対する関心が低い。現在各工場で使用されているヤスリ素材のもつ性能が100%発揮されていないように思われるので、材料のもつ性能を十分活用できるようなヤスリの製造技術ならびに素材の管理技術の向上を考えねばならない。

ヤスリの製造工場においては入荷されたヤスリ圧延材の脱炭層ならびに圧延組織に対してほとんど考慮がはちられていないため、次工程の素材の球状化焼ナマシがかりに完全に行なわれても、圧延材の脱炭層が深い場合は焼ナマシ材の脱炭層もまた深く、一定の取しで表面研削を行なっても素材表面に脱炭層が残る。ひいてはヤスリ刃先のカタサ不良という現象を生じる。実際にヤスリ工場で発生している刃先かたさの不良原因の八割以上がこの脱炭層の存在によるものであることが当場の試験結果により判明している。また圧延組織が不良の場合は次工程の球状化焼ナマシ処理を行なっても、ヤスリとして耐久力を与えるある炭化物の球状化は行なわれにくく、ヤスリ素材として問題があるので工場に入荷される素材の脱炭層および圧延組織について、素材の入荷時に検査を行っていないとせっかく工賃をかけて製作したヤスリが不良になることが多い。

つぎにヤスリの目切作業および切削耐久力に大きく影響する素材の球状化焼ナマシ組織についても、ヤスリ工場において意外と関心が低いようである。焼ナマシ後の脱炭層の深さおよび組織にも影響されるが、球状化焼ナマシの温度、保持時間および素材の炉内装入法などに

っても非常に影響されることが多い。以上述べたことから、本実験ではヤスリ製造で重要な点となるヤスリの圧延材の脱炭層の深さおよび組織について各工場に入荷している各種圧延材の現状を調査するとともに、球状化焼ナマシを行なった素材の脱炭層および炭化物の球状化状況について各製造工場の焼ナマシ材の現状を調査し、各工場の焼ナマシ作業の内容を推察し、今後の素材処理に対する指針とした。

2 実験方法と試料

1. 試料の採集

(1) 圧延材

29工場に入荷された圧延材の切断片を1工場より1~2本、計51本を採集

(2) 焼ナマシ材

27工場で球状化焼ナマシ処理されたヤスリ焼ナマシ材を1工場より1~2本、計50本を採集

2. 試片の採取

試片の採取は図1に示すように1個の試料のA・Bの

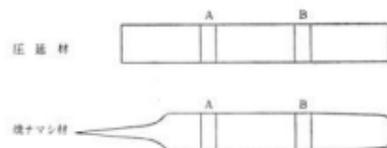


図1 試片採取位置

位置より2個、すなわち圧延材で102個、焼ナマシ材で100個の試片を採取した。

焼ナマシ材の試片採取位置Aは火造加工時の加熱により圧延組織が変化していないと思われる位置、Bは火造加工時に加工はされていないが加熱されてもとの圧延組織より変化していると思われる位置である。

3. 実験方法

(1) 圧延材

圧延材では鋼炭化物の大きさ、すなわち結晶粒の大

き、図2で示すa・bの位置の脱炭層の深さ、および試料断面でカタサの測定を行なった。脱炭層の深さは表面より素材組織になるまでの深さを測定し、その値は測定箇所の最大値を求めた。

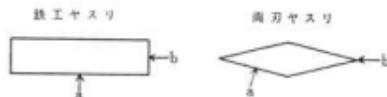


図2 脱炭深さ測定位置

表1 圧延材の測定結果

(針)：針状セメントイト析出

試料 No.	ヤスリの形状		粒度番号		脱炭層(mm)				カタサ $H_{RC}(\text{HRC})$	
			A	B	A		B		A	B
					a	b	a	b		
1	平形	300	6(針)	6(針)	0.10	0.15	0.10	0.20	38	37
1'	"	"	6(針)	6(針)	<0.10	0.18	<0.10	0.20	36	38
2	"	"	8	8	<0.10	0.25	<0.10	0.16	34	25
2'	"	"	8	8	<0.10	0.28	<0.10	0.20	30	25
3	"	"	6	6	<0.10	0.20	<0.10	0.25	34	32
4	"	"	9	9	0.15	0.15	0.20	0.25	33	33
4'	"	"	9	9	0.15	0.25	0.13	0.15	33	33
5	"	"	7(針)	7(針)	<0.10	0.30	<0.10	0.30	39	39
6	"	"	7(針)	7(針)	<0.10	0.25	<0.10	0.20	38	39
7	"	"	6	6	<0.10	0.28	<0.10	0.15	35	35
8	"	250	8	8	<0.10	0.16	<0.10	0.10	31	32
8'	"	"	8	8	<0.10	<0.10	0.20	0.30	34	34
9	"	"	7	7	<0.10	0.20	<0.10	0.25	34	35
9'	"	"	7	7	<0.10	0.15	0.10	0.18	34	34
10	"	"	9	9	<0.10	0.20	<0.10	0.15	35	37
11	"	"	8	8	0.16	0.15	0.14	0.11	35	35
11'	"	"	8	8	0.10	0.15	0.10	0.25	35	34
12	"	"	8	8	0.15	0.15	<0.10	0.10	36	36
12'	"	"	8	8	0.15	0.12	<0.10	0.10	35	35
13	"	"	8	8	<0.10	<0.10	<0.10	<0.10	37	38
14	"	200	7	7	0.18	0.18	0.25	0.20	39	38
14'	"	"	8	8	0.10	0.13	0.11	0.25	38	39
15	"	"	9	9	<0.10	<0.10	<0.10	<0.10	32	34
15'	"	"	9	9	0.10	<0.10	<0.10	<0.10	32	34
16	平形	11×3.5	9	10	0.10	0.20	0.13	0.20	35	32
16'	"	"	9	9	0.20	0.18	0.20	0.18	33	34
17	"	"	9(針)	9(針)	<0.10	<0.10	<0.10	<0.10	32	32
17'	"	"	9(針)	9(針)	<0.10	<0.10	<0.10	<0.10	31	30
18	丸平形	5.5φ	10	9	<0.10	<0.10	0.10	0.10	39	38
19	平形	9×3	9	10	0.10	0.23	0.10	0.15	34	34
19'	"	"	8(針)	9(針)	<0.10	0.25	0.10	0.15	36	36
20	三角形	7.5	9	10	<0.10	0.10	0.15	0.10	30	32
20'	"	"	10	10	0.10	0.10	0.10	0.10	31	33
21	平形	7×2.5	11	10	<0.10	<0.10	<0.10	<0.10	30	30
21'	"	"	10	10	<0.10	<0.10	<0.10	<0.10	27	29
22	角形	2.5×2.5	脱球状化	脱球状化	<0.10	<0.10	<0.10	<0.10	(93)	(95)
22'	"	"	脱球状化	脱球状化	<0.10	<0.10	<0.10	<0.10	(93)	(94)
23	両刃	150	10	10	0.10	0.10	<0.10	<0.10	40	41
23'	"	"	8(針)	8(針)	<0.10	<0.10	<0.10	<0.10	43	40
24	"	125	9(針)	9(針)	0.15	0.10	0.15	0.10	43	42
24'	"	"	9(針)	10(針)	0.20	0.10	0.10	0.15	42	38
25	"	"	9	9	0.10	0.10	0.10	0.10	43	43
25'	"	"	9	9	<0.10	<0.10	<0.10	0.10	42	43
26	両刃	100	11	11	<0.10	<0.10	<0.10	<0.10	42	42
26'	"	"	11	11	<0.10	<0.10	<0.10	<0.10	44	44
27	"	"	10	10	<0.10	<0.10	<0.10	<0.10	36	36
27'	"	"	10	10	<0.10	<0.10	<0.10	<0.10	39	38
28	"	"	10(針)	10(針)	<0.10	<0.10	<0.10	<0.10	44	44
28'	"	"	10(針)	10(針)	<0.10	<0.10	<0.10	<0.10	46	46
29	刃ヤスリ	65	12	12		0.10		0.10	35	37
29'	"	"	12	12		0.10		0.10	36	36

(2) 焼ナマシ材

焼ナマシ材では球状化組織の状態、および圧延材と同様に脱炭層の深さ、および焼ナマシカタサの測定を行なった。

■ 実験結果と考察

1. 圧延材

表1は各種ヤスリ圧延材の結晶粒の大きさ、脱炭層の深さ、カタサの測定結果をまとめたものである。同表の試料No.は各ヤスリ工場別を示し、1・1'は同じ工場から採集した試料2本を示す。

ヤスリ
後の
小さい
結晶粒
表2
ので、
さは
大きな
結晶粒
圧延材
所より
の圧延
温度が
しては
大きな
リナ
粒は小
きのヤ
度は
の析出
化物は
化は
圧延材
脱炭層
深さは
2にお
のが多
製作上
れる。
a面
示して
直接
39で、
以上
の結晶
れらの
温度が

ヤスリの切削耐久力に大きく影響する球状化焼ナマシ後の炭化物の大きさ、および分布状態は圧延材の組織が小さい程一般によいといわれているため、圧延組織の大きさについて調査した。ヤスリ鋼は過共析鋼のため、圧延組織では炭化物が網状に析出しているため、この結晶粒の大きさをJISに規定してある鋼のオーステナイト結晶粒度試験法により圧延組織の粒度を測定した。

表2は粒度番号と1mm²中の結晶粒の数を示したもので、粒度番号が1つ多くなることにより結晶粒の大きさは長となる。すなわち粒度番号が大なる程結晶粒は小さくなる。

表2 粒度番号と結晶粒の数

粒度番号	6	7	8	9	10	11	12
結晶粒数/mm ²	512	1024	2048	4096	8192	16384	32768

圧延組織の大小は製鋼法、圧延法に影響されるが地元圧延工場では20~45mmの角または丸のビレットを製鋼所より購入し、各種ヤスリの素材の形状に圧延しているため圧延前のビレットの加熱温度、保持時間、圧延終了温度および圧延回数により圧延組織の大きさは相当変化してくる。表1によると粒度番号6~12と相当結晶粒の大きさは異なっているが、圧延比が大きく、小さなヤスリすなわち刃ヤスリや組ヤスリの素材ほど一般に結晶粒は小さくなっている傾向が見られる。しかし同じ大きさのヤスリ素材、たとえば平形300mmの圧延材でも粒度は6~9と相当な差が見受けられ、とくに針状炭化物の析出している圧延材は一般に粒は大きい。この針状炭化物は圧延前の加熱温度の高すぎることによって発生し、また球状化焼ナマシ処理を行っても炭化物の球状化はよくならない¹⁾。No. 2, 2', 22, 22' は火造のため圧延組織が変化し炭球状化している²⁾。つきに圧延材の炭層の状態は写真1の圧延材に示してあり、炭層の厚さは素材の網状組織となるまでの寸法を測定した。図2において目切面aでは0.1mmかそれ以下の寸法のものが多いが、なかには0.15mm以上のものもありヤスリ製作上問題となるような炭層深さをもつものも見受けられる。鉄工、組ヤスリのコバ面bは圧延加工の影響でa面よりも一般に炭層は深くa面の1.5~2倍の値を示している。つきに圧延材のカタサはヤスリの製作には直接関係はないが、鉄工、組ヤスリ素材ではH₂C 30~39で、両刃ヤスリではH₂C 40以上のものが多い。

以上のように現在ヤスリ工場に入荷されている圧延材の結晶粒度および炭層には相当な差異が認められ、これらの差異は加熱温度、保持時間、圧延温度、圧延終了温度などに影響されるので、地元圧延工場の圧延作業管

理があまりよくいっていないことが推察できる。しかし製鋼所より入荷されるビレットの結晶粒度および炭層深さも圧延後の結晶粒度および炭層深さに大きく影響するので、受入れビレットについても十分な受入検査が必要と思われる。

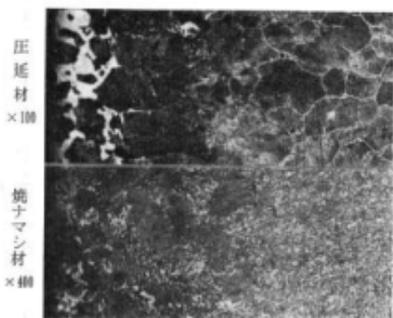


写真1 炭層組織

2. 球状化焼ナマシ材

表3は各ヤスリ工場で行った球状化焼ナマシ処理を行なった各種ヤスリの焼ナマシ材の球状化組織、炭層の深さおよび焼ナマシカタサの測定をまとめたものであり、同表の試料No. は各ヤスリ工場別を示し、1・1'は同じ工場から採集した試料2本を示す。

球状化焼ナマシの状態はヤスリの目切作業ならびに切削耐久力に大きく影響するが表3による球状化のタイプはA~Fまで種々の焼ナマシ処理が各工場で行なわれているようである。球状化のタイプは写真2に示すようなもので、A型は網状炭化物とパーライト組織、B型はパーライト残存、C型は粒界炭化物の長さが巾の10倍以上、D型は4~10倍、E型は2~4倍、F型は2倍以下のものとしてF型は完全球状化に近い組織を示す²⁾。

ヤスリのような切削工具の球状化組織は炭化物粒ができるだけ小さく、しかも均一に分布しているF型のものがよいとされている。また表中5.0μの記入は網状炭化物の巾が5/1000mmのもので、記入してないものは粒界炭化物の巾は2.5/1000mmのもので、炭層の大ききものが相当見受けられる。球状化組織は圧延材の組織、球状化焼ナマシ条件、すなわち焼ナマシ温度、保持時間などによって定まるが³⁾、同表によると球状化のタイプに種々なものが見受けられ各工場の焼ナマシ条件および管理方法があまりよく行なわれていないように思われる。圧延材の組織が悪い場合は例外であるが球状化組織の悪いA, B, C型は一般に焼ナマシ温度が低い場合、または保持時間の短い場合に生じやすく、粒界炭

表 3 焼ナマシン材の測定結果

試料 No.	ヤスリの形状		球状化のタイプ		炭 層				カタサH ₉ B(H ₉ C)		
			A	B	A		B		A	B	
					a	b	a	b			
1	鉄	平形 300	D	D	0.10	0.15	<0.10	0.20	90	90	
1'		"	"	D	D	<0.10	0.25	<0.10	0.10	91	91
2		"	"	E	E	<0.10	0.10	<0.10	<0.10	91	90
2'		"	"	E 5.0μ	E 5.0μ	0.15	0.10	0.10	0.15	90	90
3		"	"	D 3.8μ	D 3.8μ	<0.10	<0.10	<0.10	<0.10	89	89
3'		"	"	B	C	<0.10	<0.10	<0.10	<0.10	99	89
4		"	"	E 3.8μ	E 3.0μ	0.10	0.12	<0.10	<0.10	88	89
4'		"	"	E	E	0.12	<0.10	<0.10	<0.10	88	88
5		"	"	E	E	<0.10	<0.10	0.12	0.15	88	88
5'		"	"	E	E	0.10	<0.10	<0.10	0.12	94	94
6		"	"	C	C	<0.10	<0.10	<0.10	<0.10	89	89
6'		"	"	D 3.0μ	D 3.0μ	<0.10	<0.10	<0.10	<0.10	87	89
7		ヤ	"	E 3.0μ	E	<0.10	0.17	0.10	0.16	93	93
8	"		"	E	E	0.10	0.10	0.12	0.15	93	92
8'	"		250	E	E	<0.10	<0.10	0.12	0.15	87	88
9	ス	"	E 3.2μ	E 4.6μ	<0.10	<0.10	0.12	0.15	87	88	
10		"	"	B	B	<0.10	<0.10	<0.10	<0.10	97	95
10'		"	"	E	E	<0.10	0.12	<0.10	0.10	89	89
11	リ	"	D	D 2.7μ	<0.10	<0.10	<0.10	<0.10	90	90	
11'		"	"	B	B	0.11	0.11	0.13	<0.10	98	98
12		"	"	E	E	<0.10	<0.10	<0.10	<0.10	90	90
12'	"	"	E	E	<0.10	<0.10	<0.10	<0.10	89	88	
13	"	200	E 3.5μ	E	<0.10	<0.10	<0.10	<0.10	88	88	
13'	"	"	E	E	<0.10	<0.10	<0.10	<0.10	88	89	
14	組	平形 11×3.5	C	C	<0.10	<0.10	<0.10	<0.10	91	92	
14'		"	"	D	D	0.10	0.10	<0.10	<0.10	88	86
15		"	"	D	D	<0.10	<0.10	<0.10	<0.10	90	92
15'		"	"	D	D	<0.10	0.15	<0.10	0.10	90	90
16		ヤ	丸形 5.5φ	D	D	<0.10	<0.10	<0.10	<0.10	99	96
17			平形 9×3	B	B	0.10	0.10	0.10	<0.10	(26)	(25)
17'		ス	3角形 7.5	B	B	<0.10	0.12	0.11	0.20	100	99
18			"	D	C	<0.10	<0.10	<0.10	<0.10	99	(26)
18'		リ	角形 25×2.5	F	C	0.10	0.10	<0.10	<0.10	100	99
19			"	"	F	F	<0.10	<0.10	<0.10	<0.10	92
19'	"	"	F	F	<0.10	<0.10	<0.10	<0.10	92	92	
20	刃	両 125	C	C	0.20	0.20	0.20	0.20	(25)	(25)	
20'		"	"	C	C	<0.10	<0.10	<0.10	<0.10	(29)	(31)
21		"	"	A	A	<0.10	<0.10	<0.10	<0.10	(30)	(29)
21'		"	"	A	A	<0.10	<0.10	<0.10	<0.10	(29)	(27)
22		"	"	A	D	<0.10	<0.10	<0.10	<0.10	97	96
22'		"	"	C	C	<0.10	<0.10	<0.10	0.10	(27)	(26)
23		ヤ	"	D	D	0.15	0.20	0.10	0.15	(26)	(24)
23'			"	"	C	C	0.15	0.10	0.15	0.15	(24)
24		ス	100	A	A	<0.10	<0.10	<0.10	<0.10	(29)	(29)
24'			"	"	A	A	<0.10	<0.10	<0.10	<0.10	(29)
25	リ	"	A	A	0.10	0.10	<0.10	<0.10	(32)	(32)	
25'		"	"	A	A	<0.10	0.10	<0.10	<0.10	(29)	(32)
26		"	"	D	D	<0.10	<0.10	<0.10	0.10	97	97
26'		"	"	E	E	<0.10	<0.10	<0.10	<0.10	94	95
27	"	75	E	E	<0.10	<0.10	<0.10	<0.10	97	100	
27'	"	"	E	E	<0.10	<0.10	<0.10	<0.10	100	98	

A 型 B 型 C 型 D 型 E 型 F 型

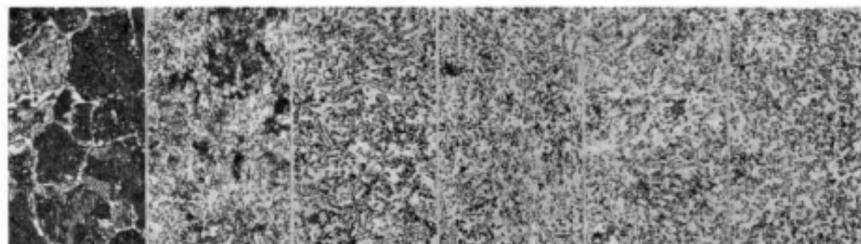


写真 2 球状化組織のタイプ

(×400)

化物の巾の大きいものは焼ナシ温度が高い場合または保持時間の長い場合に生じやすい。No. 19, 19' の試料が特によいF型となっているのは購入素材が球状化しているためである。また No. 3' のように1本のヤスリでも試片採取位置A, Bによって球状化タイプおよびカタサが異なるのは火造による部分的な組織変化によるもので、刃ヤスリ No. 23 のように火造が行なわれていないものでA, Bの組織およびカタサの異なるものは炉内温度の不均一によるものと考えられる。

つぎにヤスリの目切作業に直接影響のある焼ナシカタサも $H_R C$ 30~ $H_R B$ 88 位までの広範囲のものが使用されている。同表によると焼ナシカタサと球状化組織のタイプには関係があり、球状化タイプAが最も硬く、E・F型になるにつれてカタサは低下している。このことから焼ナシ材のカタサを測定することにより、炭化物の球状化をある程度推察することができる。

図3は鉄工ヤスリ、組ヤスリおよび両刃ヤスリの焼ナシ材のカタサとそのカタサを持つ試片の個数との関係を示したもので、同表により鉄工ヤスリでは一般に $H_R B$ 90前後の焼ナシカタサが多く使用され、組ヤスリ

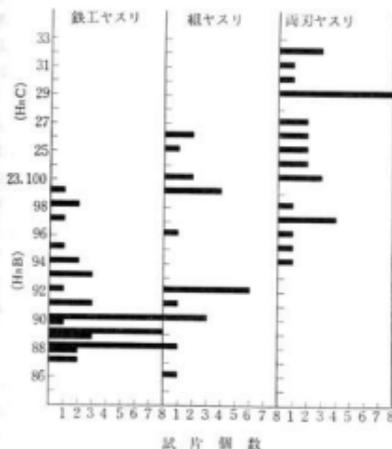


図3 ヤスリの焼ナシカタサ

では $H_R B$ 90~92および $H_R B$ 100 前後のものが使用され、刃ヤスリでは $H_R C$ 33の圧延材に近いカタサのものから $H_R B$ 95までのものが使用されていることが知れる。これを球状化組織タイプで表わすと鉄工、組ヤスリでD・E型、両刃ヤスリではA~E型までで使用されていることになる。鉄工、組ヤスリでは従来の研究結果より球状化組織はE・F型、カタサで $H_R B$ 90前後が目

切作業ならびに切削耐久力がよいのでこのような焼ナシ材を使用したい。つぎに両刃ヤスリでは業者間で切味のよい目がたてられるという理由で、 $H_R B$ 100以上の球状化組織のタイプA・B型のもと、切削耐久力を向上させる目的で $H_R B$ 100以下の組織タイプD・E・F型のもととの2通りの焼ナシ材材が使用されているが、素材カタサが高いと目切タガネの耐久力が悪く目切作業効率を低下し、さらに球状化状態が悪いためヤスリの切削耐久力も低下する恐れがあるので、両刃ヤスリ材においても球状化組織のよいものを使用すべきと考えられる。

以上のごとく焼ナシ材の球状化組織およびカタサが各工場により相当な差異が認められ、これらが品質の向上、コストの低減に影響するので焼ナシ作業の改善が必要と考えられる。

焼ナシ材の脱炭組織は写真1の焼ナシ材に示すようなものでその深さは圧延材の脱炭深さよりも一般に少なくなっている。この原因は球状化焼ナシ作業では脱炭速度よりも、酸化速度の方が大きくスケールを発生し脱炭層を薄くするためと思われる。とくに鉄工ヤスリの圧延材では図2においてbの部分の脱炭層が0.15mm以上あるものが多いが焼ナシ時にbの部分の酸化が大きいため、焼ナシ材では0.1mm前後に減少している。工場では一般に焼ナシ処理により相当脱炭層を生じると考えられているが、表1, 3の結果および当場の従来の研究結果より²⁾、焼ナシ作業では一般に脱炭は非常に少ないものと考えてよく、焼ナシ材の脱炭深さは圧延材の脱炭深さに直接起因していることが多い。ただし焼ナシ時に素材が密着している面はスケールの発生が生じにくいので(電気炉を使用の場合も同傾向)、圧延時の脱炭層が薄くなりやすく、あたかも焼ナシにより脱炭層が生じたように感じられるので、焼ナシ時には圧延材の密着はなるべくさけるべきであり、これは焼ナシ材の温度の均一化にも効果がある。焼ナシ材のなかには切削面 α で、0.2~0.25mmの脱炭深さをもつものが見受けられるが(多分圧延材の脱炭深さが深かったものと思われる)このような深い脱炭層を持つ焼ナシ材は工場で定められた取しろでは脱炭層を完全に削除することができず、切味不良のヤスリを製作するおそれがあるので、焼ナシ材の脱炭深さについては十分な注意が必要である。

IV 結 言

圧延工場よりヤスリ工場に納入された圧延材およびヤスリ工場で球状化焼ナシ処理された焼ナシ材について、その組織、脱炭深さおよびカタサについて調査したところつぎのようなことが判明した。

1. ヤスリ工場に納入されている圧延材の結晶粒の大

きさ、脱炭深さおよびカタサには相当差異のあることが判明し、なかにはヤスリ素材として問題のあるものも見受けられた。

2. ヤスリ工場で球状化焼ナマシ処理が行われた焼ナマシ材の球状化焼ナマシ組織、カタサおよび脱炭深さには相当な差があることが判明した。これらは圧延材の組織に影響されることが多いが、ヤスリ工場の焼ナマシ作業法にも問題があるように感じられた。

以上のように種々問題をもつ圧延材および焼ナマシ材を使用することは生産工程上種々なトラブルを生じるばかりでなく不良品の発生率が非常に多くなり、ひいてはヤスリの生産コストの上昇ならびに品質の低下を生じるので、ヤスリ工場ではあまり関心がわけられていない圧延材および焼ナマシ材の十分な管理が必要と思われる。

圧延工場では圧延条件すなわち、ピレットの加熱温度、保持時間、圧延終了温度および圧延回数などに留意して圧延材の結晶粒の微細化ならびに脱炭層の減少をは

かるとともに、納入ピレット材およびヤスリ工場に出荷される圧延材について化学成分、組織および脱炭層の深さなどを管理しヤスリ工場に一定の素材組織をもつ圧延材を供給するよう努められたい。一方ヤスリ工場では納入された圧延材の受入検査を十分行ない、製作工程上のトラブルおよび不良品発生率を最小限にとどめたい。また各工場で行なわれている球状化焼ナマシ条件すなわち圧延材の炉内装入法、焼ナマシ温度、保持時間、炉内温度の均一化に留意し、良好な球状化焼ナマシ処理が常に行なわれるような管理技術の向上を望みたい。

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ヤスリ工場29社に心からお礼申し上げます。

文 献

- 1) 石田、刈山；本報告 No. 11 (1967) 7
- 2) 石田、刈山；本報告 No. 10 (1965) 21
- 3) 佐久間、内藤、池田；本報告 No. 6 (1958) 7

広島
鋼を
焼毛
し素
浸炭
いる
つけ
工程
、ヤ
に高
なカ
る。
手
のの
に浸
る。
もの
一般
ら浸
し、
ぶし
して
行な
ラフ
鋼線
炉を
件が
によ
生じ
い。
こ
て、
前後
なカ
者よ

手縫針の研究 (第21報)

浸炭手縫針の特殊焼モドシ炉の試作について

石田 節, 池田 哲郎, 横山 宏樹

1 緒 言

現在行なわれている手縫針の製造法としては、中炭素鋼を焼入焼モドシする方法と、低炭素鋼を浸炭して焼入焼モドシする方法の二つの方法が採用されている。しかし素材費および従来の製造設備の関係などで、現在でも浸炭による針の製造方法がほとんどの工場で採用されている。浸炭による製造法には二つの方法があり、その一つは針の浸炭量を0.4%程度とし、油焼入後焼モドシ工程を省き焼入のままで適当なカタサと弾力をもたせた、やや品質の低い一般用と、針の浸炭量を0.8%程度に高くし、油焼入後焼モドシ処理を行なって、針に十分なカタサおよび靱性をもたせた品質の良い特殊用とがある。

手縫針のように細長く、小さく、しかも数量の多いものの熱処理には種々の問題点が含まれていて、¹⁾²⁾とくに浸炭針の焼モドシについては、つぎのような特徴がある。すなわち細長く、小さく、しかも数量の非常に多いものの均一焼モドシ処理法、さらに手縫針の浸炭作業は一般の機械部品の浸炭とはことなり、手縫針の特殊性から浸炭ケースには炭化珪素と粘土を焼成したものを使用し、針の表面に塗油し、これに浸炭剤の粉末を均一にまぶしつけ、約1万本前後の針を浸炭ケースに入れ、蓋をして(密封はしない)約900°C前後の温度で浸炭作業を行なうため、各浸炭ケースごとの浸炭状況には相当のバラツキを生じている。したがって浸炭針の焼モドシには鋼線針のように焼入した各ロットの針をまとめて、連続炉を使用する焼モドシ法を採用することは、焼モドシ条件が一定となるため、各ケース間の浸炭状況のバラツキにより焼もどされた針のカタサおよび靱性にバラツキを生じ、品質の安定した針の焼モドシ処理が行ないにくい。

このため筆者らも以前から浸炭針の焼モドシ炉について、いろいろと構想を練っていたが、たまたま0.8% C前後に浸炭したのち、焼入焼モドシ処理をして針に十分なカタサと靱性をもつような針の製造を行なっている業者より各浸炭ケースごとに浸炭焼入をした約1万本の針

を1ロットとし、各ロットごとに適切な焼モドシが行なえる態率のよい、しかも品質もよくバラツキのない焼モドシ処理のできる炉の設置要望があったので、手縫針専用の焼モドシ炉の試作を行なった。

II 焼モドシ炉の試作

1. 炉に要求される条件

緒言にのべたことから設置される焼モドシ炉に要求される諸条件をまとめるとつぎのようなものとなる。

- 1) 焼モドシ温度範囲として100~300°C±5°Cの制御が容易に行なえること。
- 2) 浸炭ケースから油の中に焼入れられた約1万本のバラバラになって相当かさばっている針を1ロットとして、各ロットごとに焼モドシ温度および時間が自由に選定できること。
- 3) 焼モドシ作業中任意な時に針をとりだし、針の焼モドシ状態が簡単にしらべられること。
- 4) 焼入れられた針には焼入油が相当に附着しているがこの油を除去しないで焼モドシ処理が行なえること。
- 5) 焼モドシ処理後の針の清浄作業が簡単に行なえること。

2. 炉の選択

焼モドシ処理炉として一般に考えられる形態は、(1)油浴、(2)ソルトバス、(3)マッフル型電気炉、(4)ロータリーキルン式電気炉、(5)熱風式電気炉などがあるが、本焼モドシ炉に要求される条件から各焼モドシ炉について、つぎのようなことが考えられる。

油浴焼モドシ処理は温度、保持時間の管理および各浸炭ケースごとのバラバラの針を1ロットごとに焼モドシするにはよいが、焼モドシ後針に附着している粘性の高い焼モドシ油(引火性が高いため)の除去に相当な手数要する。また250°C以上の焼モドシ処理は油の老化および引火の恐れがあり、針の焼モドシ処理としては適当でない。

ソルトバス焼モドシ処理では、温度、時間の管理、焼モドシ作業は容易に行なえ、油浴のように引火の恐れはないが、焼モドシ後ソルト除去を完全にしないと製品に

発錆する恐れがある。また硝酸系のソルトに油の附着した針を入れるのは危険であり、針の焼モシ処理法としては適当でない。

マップル型電気炉の焼モシ処理は焼入により附着した油が問題にならないが、100~300°Cの温度範囲で炉内温度を均一に管理するのがやや困難で、しかも作業能率はよくない。

ロータリーキルン式焼モシ処理は、各浸炭ケースごとに焼入した針を1ロットとして、焼モシ条件を変えることは作業能率が悪く、しかも焼モシ炉に針を入れる場合針をきちんとそろえて置かねばならない。

熱風式電気炉は針に焼入油が附着していても焼モシ処理中に蒸発するので針の清浄作業を行わなくて、次工程のロール研削作業をすることができ、また各浸炭ケースごとの針を容器に入れ、適当な温度、時間に保持したのち、炉より取り出すことが容易で作業能率もよく、しかも針がバラバラになっているため、熱風が針の間を容易に通ることができ、おのおの針の温度むらは少なくなり、浸炭針の焼モシ処理に要求される諸条件が満たされるので、焼モシ炉のタイプとしては熱風式電気炉を採用することにした。

3. 焼モシ炉の設計

100~300°Cの温度に30~60分間保持する焼モシ処理条件で1日約30ケースの浸炭焼入した針を焼モシする能力のある炉が工場で要求されていたので図1のような構造の炉を立案した。

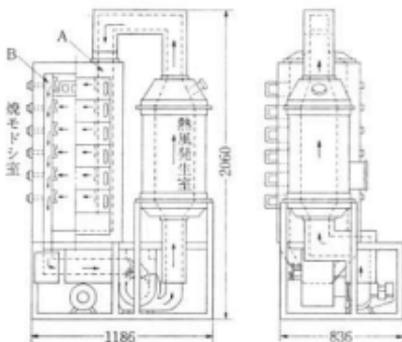


図1 焼モシ炉の構造

まず針を焼もす方法としては1ケース約1万本の浸炭焼入された針がバラバラとなり、相当かさばっているものを一まとめにして焼モシができるよう、またその焼モシ状況が適当な時期に調査できるよう、図1に示すように引出し式の6個の焼モシ槽を持つ方式を採用

した。焼モシの熱源としては4.5KW電熱をΔ-Y結線切換方式で強弱の二段とし、送風機は200Wのものを採用した。熱風の循環は図1の矢印で示すように熱風発生装置で加熱された熱風は焼モシ炉の上部に送られ、炉の側面の上から下部までの通路Aに入り、このAより6個の各々の焼モシ槽を通過して反対側の通路Bに入り、通路Bの下部より熱風発生装置にかえるようにした。

焼モシ温度管理としては各焼モシ槽の温度ムラを調査するため、水銀棒状温度計を挿入するように各槽に温度計挿入口を設けた。また各焼モシ槽の温度状況を調査したのち代表的な槽にサーモスタットを挿入し、これにより熱風の温度管理を自動的に行うようにした。

■ 炉の使用状況

前記の諸元をもつ熱風式焼モシ炉を炉のメーカーに依頼して製作し、手続針製作工場で実際に浸炭焼入した針の焼モシに使用してみた。この工場では現在1日約28~30ケースの熱処理を行っており、手続針の浸炭量は約0.8%を目標としている。この工場は以前には木炭炉による浸炭焼入を行っていたが、現在ではマップル型電気炉を設置し、浸炭焼入を行っていたため、作業管理も十分に行われ、各ケース間の浸炭ムラも非常に小さいものとなっているせいか、本焼モシ炉を使用して約240~250°Cで30分の焼モシ作業では6個の焼モシ槽の、おのおの焼モシムラは非常に少なく、本炉を設置する以前の人間の助による鉄板をもちいての焼モシ作業にくらべ能率は倍加し、焼モシ後の品質のムラもほとんどなく、品質を非常に向上させることができた。また浸炭ムラを生じた針の焼モシも焼モシ処理中に針を取り出し、その焼モシ状況が簡単に調査できるので針にあった適切な焼モシ条件を容易に求めることができる。さらに焼モシ温度が250°C以上であるから焼入時に針に附着した焼入油は蒸発するため、焼モシ後の針の清浄は行わなくて針をそろえるだけで、つぎの工程のロール研削工程に送ることができる。このような使用状況から本焼モシ炉により一応初期の目的を達することができた。

なお本炉は現在1日28~30ケースの針の焼モシを行っているが、1日約60ケースの処理能力はもっている。

IV 今後改善を要する問題点

浸炭針の焼モシ処理用として工場の要望にそう焼モシ炉を設置することができたが、実際に炉を使用してみて今後つぎのような点を改善すると、一層作業管理および炉の運営がよくなるように感じられた。

まず6個の焼モシ槽の上下で焼モシ温度にやや違

いがあるように思える（現在の作業ではあまり問題とならないが）ので、熱風量を大きくし、熱風の温度調節をより管理しやすくするため、現在行なっている Δ -Y結線による温度調節を可変変圧器を設けて、45~200V間の電圧を5Vまたは10Vおきに変化させて熱風の温度管理を行ないたい。

つぎに各焼モシ箱内の温度の均一化を一層よくし、針の均一な焼モシが行なえるように針を入れる容器を大きくしたい。ただし箱内に入れる針の量は多くしない。焼入油の附着したまま針を焼もどすため、油の蒸発および炭化により熱風の通路にすずが多くたまり送風状態が悪くなるので各通路の掃除が簡単にできるように、通路の各所に掃除口を設けるとともに、送風機の保守および修理も簡単にこなえるようにしたい。熱風発生装置内のヒーターの取替えおよび清浄も容易に行なえる構造にしたい。

V 結 言

戻炭焼入した手縫針の焼モシ処理は種々の問題点を含んでいるため、一般機械金属製品の焼モシに使用されている設備では作業効率および品質の均一性が期待しにくい。したがって戻炭針の特殊焼モシ炉を製作し実

際に工場で運転しその使用状況を調べた結果、本焼モシ炉を使用すると、従来の焼モシ作業にくらべ能率は約2倍以上となり、さらに品質および製品の均一化を向上させることができ、工場の要望にそって焼モシ炉の設置が行なわれた。

本焼モシ炉は手縫針の焼モシ専用炉として考えたものであるが、例えば板ばね、コイルばね、ピン、ワッシャー、クリップなどのように特殊な形状をした小物の焼入部品の焼モシ作業にも使用でき、特にロットが小さく、しかも各ロットごとに焼モシ温度および保持時間を定めなければならないような場合、また焼モシ作業中に品物の焼モシ状態を知る必要がある場合などには、とくに適当な焼モシ炉と考えられるので関係工場での活用を期待したい。

終りにのぞみ本焼モシ炉を設置し、種々の実験資料を提供された川野要次郎製針所ならびに焼モシ炉の製作にあたり御尽力を戴いた三建産業株式会社に対し深く感謝の意を表します。

文 献

- 1) 佐久間, 内藤, 久村: 本報告 No. 2 (1952) 15
- 2) 池田, 石田, 横山: 本報告 No. 3 (1965) 25

手縫針の研究(第22報)

手縫針の先頭研磨ムラについて

加 城 正 義, 石 田 節

I 緒 言

本県特産である手縫針の素材については最近鋼線材が一部使用されているが、大半は軟鋼線材1種に炭炭焼入れをして生産されている。これらの軟鋼線材は製鋼所で直径5.5mmに熱間伸線し、これをさらに伸線専門工場で箱封入焼なましを行ない、ついで直径2mmに伸線加工後、730°C×3hrで焼ナマシを行ない、さらに所定の手縫針径に冷間伸線して使用されている。

手縫針の製造工程において素材直線切断後に先頭研磨作業により針先の成形がある。同じ一巻の線材ロットから針先を成形するとき、針の先頭が鋭どく研磨されるものと、あまり研磨されないものがあり、針の製作上非常に問題となっている。すなわち先頭がとがらないで「太く」なっている針は品質の低下をまねき、先頭がシャープに研磨された針は「寸切れ」として歩どまりを低下させている。

そこで一巻中の研磨ムラの原因を調査し、均一な先頭研磨作業ができるよう対策を立てることにした。この実験は研磨ムラの各グループの試料ごとに機械的性質を調べ、さらに線材のカタサや各強度は一般にバラツキが多いのが普通であるから、バラツキの大きさや信頼できる各機械的性質の範囲の決定をし、素材に原因があるのかまたは研磨方法に原因があるのかを追求したものである。

II 実験方法と試料

先頭研磨加工装置を図1に示し、この実験に用いた試料は写真1のように「寸五」については先頭の研磨状態がいちじるしく異なる四種類のグループについて、また「常一」も同ような先端の状態のものを「太い」「普通」「細い」の三種類のグループの試料を用いた。手縫針「寸五」「常一」とも同一条件で研磨されるが、普通の先端(良先頭)と細く研磨されるもの(不良先頭)逆に太く研磨されるもの(不良先頭)が同一ロット中の表線からでている状態である。すなわち従来から先頭研磨工程においてもっとも適当な先頭状態は写真1のbのような状態であり、それ以外の先頭状態のものは先頭が太すぎや細すぎで不良研磨である。また試料の大きさは「寸

五」が全長92.2~92.8mmで、「常一」が67.8~68.5mmであり、直径は「寸五」が0.84mm、「常一」が0.71mmが規格となっている。

調査項目としては(1)直径の測定(2)カタサ測定(3)引張り強さ(4)曲げ強さ(5)せん断強さなどの機械的性質および顕微鏡組織などを調べた。

カタサ測定は H_{uV} 500gで「寸五」ならびに「常一」の先頭研磨状態の異なる各グループから4本をランダムサンプルして、図2に示したようなa、b部の位置の横断面の中心付近の2点を測定した。

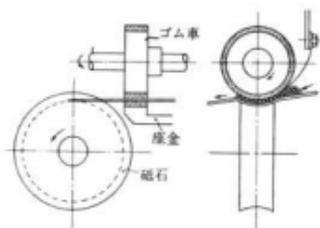


図1 先頭研磨装置の概要

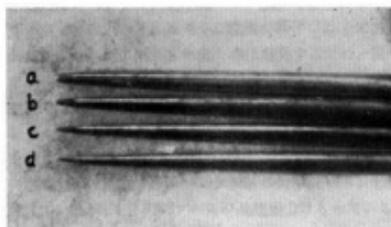


写真1 手縫針「寸五」の先頭研磨状態×10



図2 カタサ測定位置

引張試験の測定は島津式微小万能試験機を使用し、荷重 100kg、試料長さ 65mm、チャック間はゲージにより 50mm に一定、引張速度は 22.0mm/min で一定にし、各 10本のサンプルについて最高荷重を測定した。「常一」は 65mm の試料が採れなかったのでチャック間 10mm で試料長さ 25mm を用いた。

曲げ強さの測定は同上の引張試験機で荷重 10kg、試験片長さ 20mm、スパン 10mm、曲率半径 1mm で各 10本を引張試験と同様に最高荷重を測定した。せん断強さも同様に荷重 100kg で 1.0φ のコレットチャックを用い、試験速度も同様に 22.0mm/min とした。

■ 実験結果と考察

1. 直径の測定

素材の径の大小による研磨ムラが考えられるので、「寸五」および「常一」のおのおの先頭研磨の異なったグループから 10本をランダムサンプルし、1/1000マイクロメーターで針軸中央部を測定した結果試料平均 \bar{x} は「寸五」が太い=0.837、普通=0.841、細い=0.847、極細=0.842mm、「常一」は太い=0.711、普通=0.712、細い=0.711mm であった。これらの直径のバラツキ、すなわち試料の標準偏差、試料分散 s^2 など問題にならないほど小さく、また母標準偏差や母分散なども小さいことが推定される。したがって素材直径が直接研磨ムラに原因しているとは考えられなかった。またこれらの試料の平均直径を以後の各試験の応力計算に用いた。

2. 断面カタサの測定

図 2 において a、b 部の横断面のカタサを測定した結果からは各グループのおのおの針の横断面のカタサはほぼ同一カタサを示す素材がほとんどであり、かなりカタサの差のある素材が極く少数混入していることが知れた。測定位置 a、b 部断面で、a 部は先頭研磨作業中試料の先頭が加熱され再結晶して、総じてカタサが低下しており、一本中のカタサはやや揃っており、測定した四本ではカタサの差が大きい。b 部の断面は引抜き加工のままのカタサで、a 部断面より硬く、一本中のカタサに不揃いの傾向がある。また「寸五」、「常一」とも先頭が「太い」「普通」「細い」「極細」の順に軟らかく、とくに「寸五」の a 部断面が細い先頭および極細先頭はカタサがいちじるしく低下している。

また先頭の異なった各グループの全体のカタサ（母数カタサ）のバラツキの推定をしたのが表 1 で、カタサの母平均は $\mu = \bar{x}$ で推定され、母数カタサのバラツキ（母分散および母標準偏差）は断面 a 部で「寸五」が「普通先頭」、「常一」が「細い先頭」グループが大きなバラツキを持っていることがわかる。b 部断面では「寸五」が「極細先頭」、「常一」では「細い先頭」がやや大きなバ

ラツキを持っていることがわかった。

これらの結果を図 3 に示し、また図 3 の矢印で示した範囲は 2 種類の手錠針の先頭状態の異なる各グループのカタサの母平均を統計により確率 95% の信頼限界を示しており、矢印の中央点は各グループのカタサの母平均である。

表 1 母数カタサの推定 (Hv)

		母平均 $\mu = \bar{x}$	母分散 σ^2	母標準偏差 σ	
a	寸	太	222.6	6.27	2.8
		普	181.3	473.8	9.5
	五	細	132.4	15.42	3.2
		極細	128.4	5.14	3.1
	常	太	253.8	35.51	6.3
		普	245.9	66.69	7.4
一	細	211.5	223.7	14.7	
b	寸	太	232.0	16.42	5.3
		普	229.1	18.93	5.6
	五	細	228.3	5.14	2.1
		極細	222.3	35.43	7.4
	常	太	262.3	11.48	3.2
		普	259.3	8.72	2.5
一	細	215.9	42.85	5.9	

各グループにおけるカタサのバラツキについても検討したが、もっともバラツキの少ないグループは b 部断面では「寸五」の細い先頭で母分散 $\sigma^2 = 5.14$ 、母標準偏差 $\sigma = 2.1$ であり、もっともバラツキの大きいのは、「常一」の細い先頭グループで母分散 $\sigma^2 = 42.8$ 、母標準偏差 $\sigma = 5.9$ であった。

二種の手錠針素線および先頭の異なる各グループのカタサのバラツキがある傾向をもっていること、また各グループに共通した大きさのバラツキがないことから研磨方法に先頭ムラの原因があることは考えられない。したがって先頭研磨しない b 部断面の各グループのカタサは先頭が大きく研磨された針ほど硬いことが先頭研磨ムラの大きな原因であると思われる。

3. 引張り強さの測定

引張り試験は実験方法でのべた条件により、10本の試料を測定し、引張り強さの母平均が確率 95% の信頼限界を示したのが図 4 である。引張り強さは b 断面のカタサの場合と同様にカタサの高い先頭の「太い」グループが強くなり、またバラツキについてもカタサのバラツキの大

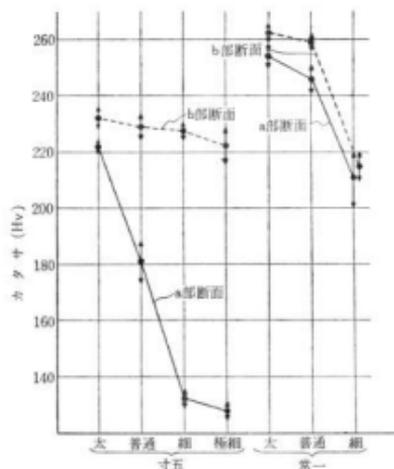


図3 各断面カタサとバラツキ

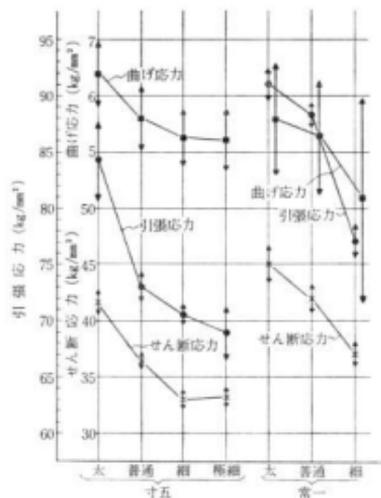


図4 研磨ムラと引張、せん断および曲げ応力との関係

きいグループほど引張り強さもバラツキが大きい。

すなわち「寸五」および「常一」の二種類の針素材の各グループによる引張り強さの有意な差は素材カタサの差によるものと考えられる。

つぎに引張り強さの測定における引張り最大荷重を記録させた一例を図5に示した。太い先頭グループは極細の先頭グループにくらべて約14kgの引張荷重に差がある。

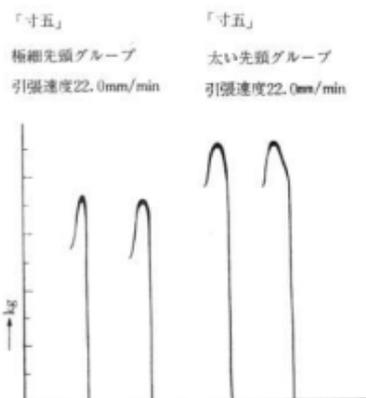


図5 引張荷重の記録例

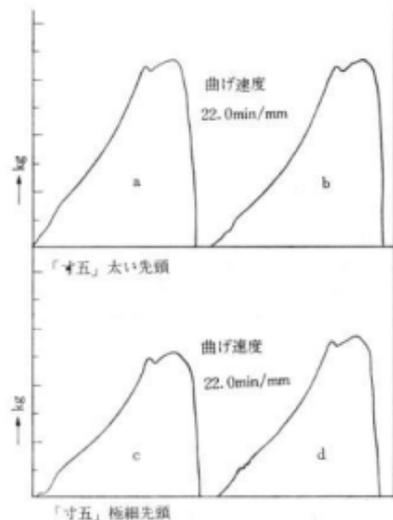


図6 曲げ最大荷重の記録例

4. セン断および曲げ強さの測定

セン断および曲げ強さの測定を行ない、母平均ならびに確率95%の信頼限界を図4に示し、曲げ最大荷重の記録例を図6に示した。

図4でわかるようにセン断強さならびに曲げ強さのバラツキは引張り強さにくらべて小さい。引張強さと同様にセン断強さおよび曲げ強さが、先頭研磨状態の異なる各グループで大きな差があることは各グループの素材線に強度の差があることを示すものである。図6における上段の二つは「寸五」における「太い」試料、下の二つは同じく「寸五」における「極細先頭」グループの曲げ荷重の記録例であり、いずれも最大荷重から順次荷重

が低下し、ついで再びおぼろげ荷重が上昇している。この現象は曲げ部に降伏後の加工硬化が起っているものと考えられる。

5. 顕微鏡組織

先頭研磨ムラ試料「寸五」における「太い先頭」と「極細先頭」の縦断面の顕微鏡組織は写真2におけるaおよびbで、「太い先頭」では研磨されているのは極くわずかである。このことは引抜加工時の引抜加工組織が明確に残っており、針の先端部は直線切断による切断加工組織、すなわちメタルフローが上部に向かって流れているのが観察される。また「極細先頭」では必要以上に細く研磨されていることから、研磨熱によって引抜加工組織は完全に再結晶されてフェライト粒界が現われていることがわかる。写真2のcおよびdは「常一」の「太い」、「細い」先頭の組織で「寸五」の針と同ようなことがいえる。

つぎに針「寸五」における「太い先頭」と「極細先頭」の針軸の中央部の縦断面の顕微鏡組織が写真3のaおよびbである。研磨に関係のない針素材の組織で写真aは引抜き加工時の繊維組織がみられ、写真bはこれらの繊維組織が加熱によりある程度回復した組織であると推定される。すなわち伸線工場において2mmに線引したのち730°Cでの挽なましを行なうが、写真3のbはこの挽ナマシ効果がいちじるしくよくきいていることで、まゝに調査したカタサの差や各強度の差とよく一致している。すなわち手繰針「寸五」、「常一」ともに「太い先頭」のグループのカタサが硬く、引張り、曲げ、セン断強さも大きく、組織も線引加工組織となっており、先

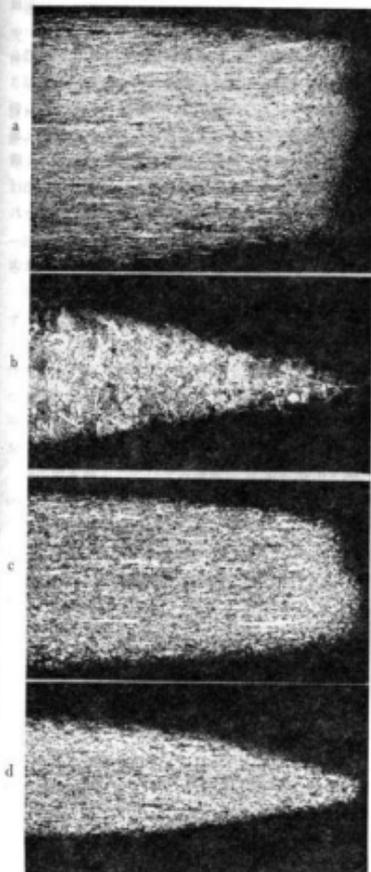


写真2 研磨ムラのある先頭組織 (×100)

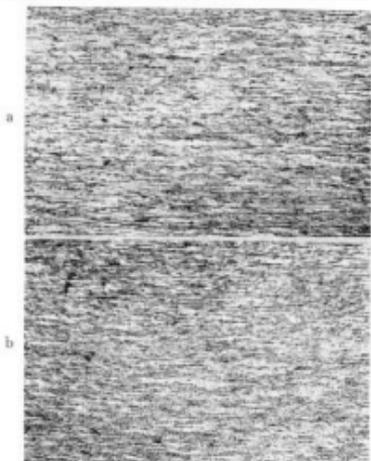


写真3 研磨ムラのある中央縦断面の組織 (×400)

頭が細かく研磨されている試料はこれらの機械的性質は低く組織も焼ナマシにより回復していることがわかった。

これらのことは針素材の線引専門工場における焼ナマシにムラがあり、この焼ムラがこれまで調べた研磨ムラ、試料の機械的性質に差を生じさせ、さらにこれが研磨工程において写真1ならびに写真2のような先頭研磨ムラを生じさせる原因であると推定される。

カタサや各強度のバラツキが先頭ムラの各グループに共通して大きい場合は研磨方法のムラも考えられるが各グループのバラツキの大小はあるが共通したバラツキのないことから研磨ムラは考えられない。

IV 結 言

手縫針製造工程中における先頭研磨工程で時としては先頭の研磨状態に相当多くの不良が現われている。この工程における不良、すなわち先頭がとがらないで「太く」なっている針は品質が低下し、逆にシャープに研磨されすぎた先頭状態のものは「寸切れ」となり歩どまりが悪くなる。

そこでこの原因を追求するための種々な測定を行なったところつぎのような結果を得た。

1. 手縫針素材の直径の差が先頭研磨ムラの原因であることが一応考えられるが、その測定結果は先頭研磨ムラのある各グループ別の径の有意な差およびバラツキは全くないことがわかった。

2. 針全長の中央部のカタサ、すなわち線引加工カタサは研磨された先端のカタサより硬く、針の先端がする

どく研磨されているものは素材カタサは軟かい。また先頭研磨ムラの各グループのカタサのバラツキもかなりある。

3. 先頭研磨ムラのある各グループの引張り強さはかなりのバラツキはあるが、カタサのバラツキの傾向には一致していない。これらのグループ別の引張り強さの差は素材カタサの差と同ようによく一致している。またせん断強さや曲げ強さも先頭状態の異なる各グループにおいてカタサや引張り強さと同様に有意な差があることは各グループの素材に機械的性質の差があることを示している。

4. 針の中央部あるいは先頭部の組織についてもカタサや各強度と同様に線引加工による加工硬化した組織となっている。

以上の実験結果より手縫針の研磨工程中の先頭研磨ムラは素材の一番中の焼ナマシムラによるものと推察され、この焼ナマシムラは線引加工メーカーの焼ナマシが内の温度の不均一によることが考えられる。手縫針工場としては線材メーカーによく連絡をとり均質な素線を購入するよう計画するとともに素材購入時に簡単な折曲げ試験などの採用による受入検査の確立も必要と思われる。

おわりに実験の協力をいただいた万国製針株式会社山田技術課長にお礼を申し上げます。

文 献

- 1) 森口：数理統計学 (1965) 103.

広
究
極
線
線材
て、
の欠
さ
一
る
前
ず
上
は
た
引
平
お
そ
sec
ン
り、
う
か
た。
本
き
加
その
は
フ
伸
延
238
ま
ま
400、
験

手縫針の研究 (第23報)

針素材の曲げおよびせん断強さにおよぼす歪速度の影響*

加城正義, 新田明, 石田節

I 緒言

鋼線材の機械的性質に関する研究はすでに多くの研究¹⁾があるが、本研究は本県特産の一つである手縫針の極軟鋼線材の機械的性質に関する一部である。

手縫針の素材は極軟鋼線材の1種(0.06% C)と鋼線材(0.8% C)が使用されているが、このうち極軟鋼線材について引張強さにおよぼすひずみ速度²⁾について、せん断強さおよび曲げ強さとひずみ速度(応力速度の効果)の関係をあらかじめしようとしたものである。

これらの関係を知っておくことは針の成形加工または一般軟鋼材における変形抵抗と加工速度の関係を推察するうえにも実用的意義があると考へた。

前報の引張り強さとひずみ速度の影響については、ひずみ速度 $0.37 \sim 6 \times 10^{-3} \cdot 1/\text{sec}$ まで急激に引張り強さは上昇し、以後はあまり変化しないが、ある加工速度域ではあらかじめひずみ速度依存性があることが知れた。また引張試験では測定値が著しくバラツキ、30~40%が母平均に近い値を示していた。せん断ならびに曲げ強さにおいても測定値が広範囲にバラツキことが予想される。

そこで水準としてひずみ速度を $0.37 \sim 24.0 \times 10^{-3} \cdot 1/\text{sec}$ の範囲内で4水準とり、くり返し測定を10回でランダムな順序で測定し、これらのデータを分散分析により、水準間の効果すなわちひずみ速度依存性があるかどうかを調べ、極軟鋼線材の塑性特性を検討することにした。

II 実験方法及び試料

本実験に用いた試験片はいずれも5.5φから冷間引抜き加工により1.15φ(断面減少率95%)にした伸線で、その化学成分を表1に示す。伸線の縦断面の顕微鏡組織はフェライト粒が非常にこまかく、球状セメンタイトが伸延方向に進んでいる。横断面のカタサは Hv 236~238程度で前回で使った試料と同ようである。また伸線ままの引張試験においてはネッキングが生じるために400、500および650°Cで加熱した試料を用いたが、本実験では曲げ試験ならびにせん断試験では500°C加熱材、

すなわちソルトバスで約20分加熱し、ついで空冷したいわゆる応力除去処理したものを用いた。引抜加工材では曲げ強さの測定だけを行なった。

これらのせん断強さ、曲げ強さの測定は島津式微小万能試験機で荷重50kg、ひずみ倍率2.5、光テコ式記録装置により測定し、曲げ試験片の長さは20mm、スパン10mm、ポンチの曲率半径1mmで、せん断試験は1.5φのコレットチャックを用いるなどの条件に一定した。試験速度あるいはひずみ速度を表2のように4水準とし、各ひずみ速度に対して10回くり返し測定をし、測定順序

表1 試験片の化学成分 (Wt%)

C	Si	Mn	P	S
0.06	0.19	0.40	0.005	0.028

表2 試験速度およびひずみ速度(水準)

試験速度	mm/min	2.2	34.0	91.0	141.2
ひずみ速度 $\times 10^{-3} \cdot 1/\text{sec}$	0.37	5.7	15	24	

をランダムに行なった。測定は光テコ式のスポットの最高荷重を直読した。

III 実験結果と考察

1. 曲げ強さ

引抜加工材を500°Cで加熱処理した試料について各ひずみ速度水準でくり返し10回でランダムな順序で曲げ試験を行なったデータからは相当なバラツキがある。これらのデータの変動はひずみ速度の効果と線材自体の差の効果および各種の誤差の合計であろう。ひずみ速度と曲

表3 500°C加熱材の曲げ応力

ひずみ速度 ($\times 10^{-3} \cdot 1/\text{sec}$)	0.37	5.7	15	24
曲げ応力くり返し10回の平均値 (kg/mm^2)	8.015	8.445	8.970	9.591

* 1969年2月日本金属学会中国四国講演大会に発表

ひねり力の \bar{x} を求めた結果が表3である。直径 $d=1.15$ φ、断面積 $A=1.038\text{mm}^2$ から曲げ応力に換算したものである。この結果からは曲げひずみ速度(曲げ速度間)の測定値の変動をみると、 \bar{x} の値からはたしかにある傾向をもって変化していることがわかる。しかし曲げ速度間の変動(級間変動)は最高荷重の読取誤差、素材カタサのバラツキや試験機自体の誤差などを含み、曲げ速度

間に対してバラツキの範囲であったり、偶然変動であるとも限らない。そこで \bar{x} の値が曲げ速度に対して有意な変化であるかあるいはバラツキの範囲であると考えべきかを検定したのが表4である。測定値より平均値間の差、曲げ速度水準間の差を求め分散分析²⁾を行なったもので、この表からはひずみ速度を4段階に変えたという要因から起るバラツキ(級間変動)と誤差とみなせるバ

表4 分散分析表 (500°C材曲げ強さ)

要 因	平方和(偏差)	自由 度	不 偏 分 散	F_0	F 表
級 間 変 動 (曲げ速度間)	$S_A = 135.5$	$\phi_A = 3$	$V_A = S_A/\phi_A = 44.6$	5.17*	2.88
級 内 変 動 (曲げ速度間の誤差)	$S_E = 310.9$	$\phi_E = 36$	$V_E = S_E/\phi_E = 7.8$		
全 変 動	$S = 446.4$	$\phi = 39$			

表5 分散分析表 (伸線材の曲げ強さ)

要 因	平方和	自由 度	不 偏 分 散	F_0	F 表
級 間 変 動 (曲げ速度間)	$S_A = 11.1$	$\phi_A = 3$	$V_A = 6.6$	0.47	2.88
級 内 変 動 (曲げ速度間の誤差)	$S_E = 32.8$	$\phi_E = 36$	$V_E = 8.4$		
全 変 動	$S = 43.9$	$\phi = 39$			

ラツキ(級内変動)の二つの不偏分散の比 $F_0=5.17$ は危険率 $\alpha=5\%$ 、自由度 $\phi_A=3$ 、 $\phi_E=36$ のときのF分布表 $F=2.88$ と比較すると $F_0=5.17>F=2.88$ 、すなわち $\alpha=5\%$ で曲げ速度の各水準の効果は誤差やバラツキの範囲とは考えられない、すなわち級間変動が十分大きいから単なる誤差変動とは考えられない。したがって曲げ応力はひずみ速度が大きくなるに従って曲げ応力も大きくなることはいえる。

つぎに引抜加工材(伸線のまま)に同ような方法で曲げ試験を行ない、その測定値を分散分析したのが表5である。この結果は伸線のままの試料の曲げ速度間のデータの変動は平均値間の差、すなわち級内変動は級間変動に近づいていることがわかる。危険率 $\alpha=5\%$ 、自由度 $\phi_A=3$ 、 $\phi_E=36$ のときのF分布表 $F=2.88$ と F_0 をくらべると F_0 が小さいことから有意な差がないことがわかった。すなわち引抜加工のままの材料はひずみ速度による効果はないといえ、伸線素材ムラや測定誤差が大きいことが知られた。

500°C加熱材と伸線材の曲げ強さの測定における最高曲げ荷重の記録例を図1に示した。500°C加熱材は曲げ最大荷重から加工硬化を示していると思われる多くの階段状の荷重変動がみられ、伸線材はこれに対して非常

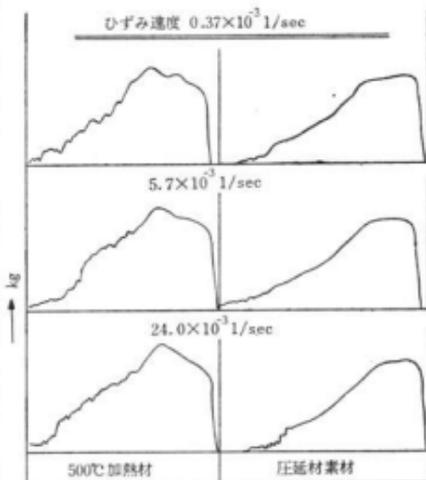


図1 曲げ荷重の記録例

なめらかな負荷の様相を示している。また伸線材と加熱材の曲げ応力の大きさ、または最高荷重の大きさは500°C加熱材が各ひずみ速度とも大きいことが図1からもわかる。これは500°C加熱材では曲げを起す瞬間からすぐに荷重が増加して相当量曲げられたところで最大の变形抵抗を示していることである。この傾向は曲げ部の加工硬化現象による影響と思われる。これに対して伸線材のままの材料は曲げを生じた直後は徐々に荷重が低下しており、曲げを起す最大荷重が曲げ応力となっているから伸線材が500°C加熱材より小さい最高荷重を示している

表 6 分散分析表 (500°C加熱材のせん断強さ)

要因	平方和	自由度	不偏分散	F_0	F表
級間変動(せん断速度間)	$S_A = 167.2$	$\phi_A = 3$	$V_A = S_A/\phi_A = 203.4$	3.33*	2.88
級内変動(せん断速度間の誤差)	$S_E = 2205.7$	$\phi_E = 36$	$V_E = S_E/\phi_E = 74.8$		
全変動	$S = 2822.9$	$\phi = 39$			

分散分析の結果はひずみ速度が異なることによって起ったと思われる級間分散と級内分散、すなわちせん断速度間およびせん断速度間の誤差の二つの不偏分散 V_A と V_E の比、 $F_0 = 3.33$ は F の値 ($F(\phi_A 3, \phi_E 36; 0.05) =$

が、曲げを生じさせる応力は伸線材の方が大きく、加熱材は小さい。本実験では曲げを生じ始める瞬間荷重ではなく最高荷重を採用しているから、加熱材が大きな曲げ抵抗を示す結果となった。

2. せん断強さ

引抜加工材で500°Cに加熱処理した試料を各ひずみ速度水準でくり返し10回をランダムにせん断試験して、せん断速度の水準は曲げ速度と同様に表2のように4水準とした。この測定値を分散分析した結果を表6に示す。またこれらのせん断荷重の記録例を図2に示した。

2.88) よりも大きいことを示した。危険率5%でせん断速度の水準効果は有意差があることがわかる。すなわちせん断応力はひずみ速度が大きくなるにしたがって大きくなることがいえる。このことは図2からもわかるようにaはせん断速度141.2mm/min (ひずみ速度 24×10^{-3} ·1/sec) で 34.9kg/mm^2 のせん断応力を示し、bはせん断速度34.0mm/min で 32.2kg/mm^2 、cはせん断

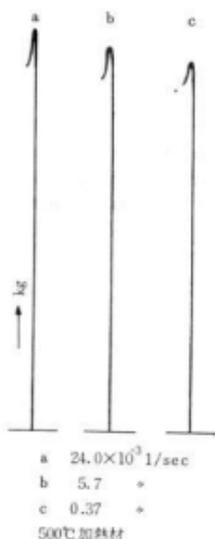


図2 せん断荷重の記録例

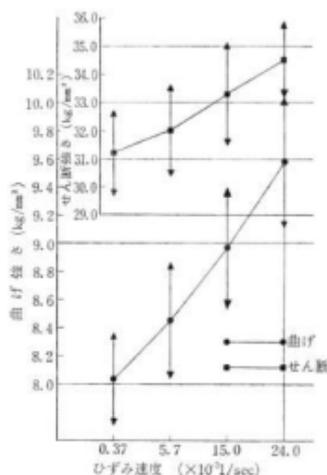


図3 ひずみ速度と曲げ、せん断強さの関係

表 7 曲げおよびせん断強さのバラツキと信頼限界

	ひずみ速度 $\times 10^{-3} \cdot 1/\text{sec}$	母平均 μ kg/mm^2	母分散 σ^2 kg/mm^2	母標準偏差 $\sigma \text{ kg}/\text{mm}^2$	母平均確率95%の信頼限界 kg/mm^2	
					上 限	下 限
曲げ強さ	0.37	8.03	0.442	0.501	8.34	7.72
	5.7	8.45	0.436	0.623	8.84	8.06
	15	8.97	0.918	0.650	9.37	8.57
	24	9.59	1.440	1.232	10.36	8.82
せん断強さ	0.37	31.2	2.83	1.85	32.7	29.7
	5.7	32.0	4.94	2.61	33.6	30.4
	15	33.3	8.76	2.86	35.1	31.5
	24	34.5	6.82	2.58	36.3	33.8

度 2.2mm/min で 32.3kg/mm² で切断している。

つぎにひずみ速度の効果のあった500°C加熱材の曲げおよびせん断強さのデータのちらばりから母分散や母標準偏差を推定し、母平均の確率が95%の信頼限界を計算した結果が表7である。ひずみ速度が極く小さい0.37×10⁻³・1/secでは曲げおよびせん断強さのバラツキは小さく、ひずみ速度が大きくなると両者とも一般に大きなバラツキを示す傾向がある。この傾向にしたがって図3でもわかるように両者の応力母平均の確率95%の信頼限界でも曲げひずみ速度0.37および24×10⁻³・1/secでは0.56kg/mm²と1.54kg/mm²の信頼限界の範囲があることがわかる。また曲げ強さはせん断強さにくらべてひずみ速度による影響が大きく現われている。

IV 結 言

手続針の素材である引抜軟鋼線材の塑性特性をあきらかにするために前報について曲げおよびせん断強さにおよぼすひずみ速度の影響を実験計画法によって行なった実験結果はつぎのように要約できる。

1. 極軟鋼線の引抜き加工応力を除去した材料の曲げひずみ速度に対して、前報の引張り応力と引張り速度の関係と同様に曲げ応力(変形抵抗)にもひずみ速度効

果のあることが認められた。

同様に処理した軟鋼線材のせん断応力においてもせん断速度によりせん断応力が異なり、せん断速度が大きくなるとせん断応力も比例して大きくなることがわかった。

2. 線引加工材のひずみ速度と曲げ応力(変形抵抗)の関係は危険率5%では有意な差がないことがわかった。すなわちひずみ速度間の平均値の差が小さく、誤差とみなせるバラツキが大きい。

3. 曲げ試験における応力除去材と引抜加工材では応力除去材が曲げ応力に対する最大荷重が大きく、試験片が曲げを生じる瞬間の荷重は引抜加工材が大きい。この現象は引抜応力除去材は曲げを起す荷重は小さいが、曲げ直後は加工硬化を起して変形抵抗が急激に上昇して最高荷重を示すことがわかった。

文 献

- 1) 例えば加藤：金属学会誌 18 (1954) 21
- 2) 西野、高野：金属学会誌 24 (1960) 514
- 3) 加城、石田：本報告 No. 11 (1967) 31
- 4) 中井、池沢：品質管理と工場統計
森口：数理統計学 (1965) 121

広
金
化
れ、
め
浸
に
も
浸
お
り
ム
モ
用
す
一
般
部
品
れ
る
鋼、
ら
れ
変
形
デ
ン
船
ロ
ム
必
要
部
品
間
な
カ
タ
実
験

本
試
験
肌
鏡
の
グ
を
深
び
浸
た。
浸
一
ス
験
片

肌焼鋼の長時間浸炭と有効硬化深さについて

加城 正義, 鈴木 寛

1 緒 言

金属の表面硬化法には浸炭、窒化、浸炭など多くの硬化法があるが、そのうち浸炭はもっとも古くから行なわれ、工業的にも多くの部品に応用されて重要な位置を占めているのが現状である。

浸炭硬化法はよく知られているように低炭素鋼の表面に炭素を浸透拡散させ、さらに焼入れにより耐摩耗性をもった表面層を形成させるものである。

浸炭焼入れを行なって使用する鋼材を肌焼鋼とよんでおり、炭素、クロム、クロムモリブデン、ニッケルクロムモリブデン肌焼鋼などがある。肌焼鋼のどの種類を使用するかは製品の使用条件や経済性から決められるが、一般には心部の強さをあまり必要としない、単純な小物部品で高い表面カタサを要求する部品に炭素鋼が用いられる。また心部の強さが必要な小物部品にはクロム肌焼鋼、大物部品にはクロムモリブデン肌焼鋼が一般に用いられる。さらに高い強度と靱性を要求する大型部品で変形、焼割れの危険のあるものはニッケルクロムモリブデン鋼が用いられる。

船用ディーゼルエンジンの大型カムなどはニッケルクロム肌焼鋼に浸炭深さ 2~3mm ぐらい浸炭焼入れする必要がある、そこで非常に厚い浸炭層を必要とする大型部品の実用的な浸炭実験として、固体浸炭温度と浸炭時間ならびに有効浸炭深さなどの関係を求め、製品の使用カタサに対して取しうる可能な範囲などを知る目的で本実験を行なった。

II 実験方法と試材

本実験に用いた試験片は図1のような肌焼鋼であり、試験片の大きさを S15CK, SNC21 および SNC22 種の肌焼鋼は 45φ×15mm, SCM22, SNCM22 および S15CK のグループは 50φ×50×25mm にした。これらの試験片を深い浸炭層を得るために図1のような浸炭温度および浸炭時間で熱処理工場において試料の製作を依頼した。

浸炭は重油炉(奥行 2×巾 1×高 0.8 m)で、浸炭ケースの大きさは 220φ×550mm で品物と品物の中間に試験片を装入了。浸炭剤は西ドイツ・デグサ社の「デュ

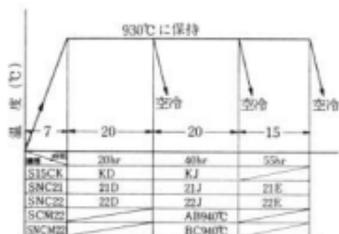


図-1 加熱曲線および試料記号

ルフェリット」固体浸炭剤(直径 4.0~4.5φ, 長さ 10mm 以下)でその主成分は木炭で、促進剤としてアルカリ金属(Na, Kなど)の炭酸塩(Me₂CO₃)、充足材としてコークスを用いている。

表1 一次、二次焼入れ条件

試料	焼入れ	温度 (°C)	時間 (min)	冷却剤
S 15 CK	一次	900	10	水
	二次	880	10	
SNC 21	一次	880	10	油
	二次	790	10	
SNC 22	一次	850	10	油
	二次	790	10	
SCM 22	一次	900	20	油
	二次	800	20	
SNCM22	一次	900	20	油
	二次	800	20	

各肌焼鋼の一次ならびに二次焼入れは表1のように焼入れし、さらに100°C×1hrで焼もどした試料について浸炭外層の0.5mmから0.5mmおきにピッカースカタサを測定した。

III 実験結果および考察

1. 全浸炭深さと浸炭層のカタサ分布

肌焼鋼 S15CK, SNC21 および SNC22 種の浸炭時間 20~55時間における浸炭試験片の全浸炭深さを顕微鏡に

より調査した結果が表2のように浸炭されていた。これ

表2 全浸炭深さ (mm)

浸炭時間 (hr)	20	40	55
S 15 CK	1.0	1.5	
SNC 21	1.4	2.1	2.6
SNC 22	1.6	2.0	3.2

らの各試験片の外層から 0.5mm のところから 0.5mm おきに測定したビッカースカタサと各浸炭時間の関係を示したのが図2である。おのおのの肌焼鋼と浸炭ままのカタサ分布の関係は外層から 0.5mm におけるカタサが高いのは肌焼鋼 SNC22 で、SNC21 および S15CK の

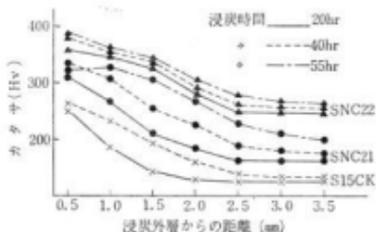


図2 各肌焼鋼の浸炭カタサ分布

順にカタサは低くカタサ分布は中心に向かって順次低下している。浸炭時間とカタサの傾向は三種の肌焼鋼とも浸炭時間が長いほど、すなわち浸炭量が多いほど浸炭部のカタサは硬いことがわかる。

2. 外層の炭素量と網状セメントの存在する範囲
三種の肌焼鋼を20~55時間浸炭させて、外層のC量および網状セメントの存在する範囲を調べたのが図3

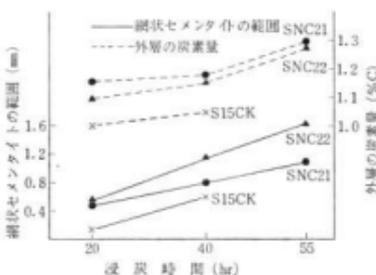


図3 各浸炭時間と外層組織

である。C量は顕微鏡組織の観察で推算したもので、浸炭時間が長くなるにしたがって外層における炭素量は多く、また網状セメントの存在する範囲も広がっている。

浸炭深さおよび外層の炭素量、セメント量などを各肌焼鋼の試験片について調べたが、これは現場での浸炭処理であり、一般的な傾向はでているが化学成分と浸入炭素量などの点からはわれわれが予想していた現象とは逆の現象が一部にはあった。

3. 一次および二次焼入れと有効硬化深さ

肌焼鋼 S15CK, SNC21 および SNC22 を表1のように一次焼入れしたのち 100°C×1hr で焼もどした試験片の外層の0.5mmから0.5mmおきのビッカースカタサ分布を示したのが図4である。浸炭焼入れ層のカタサは試験片 S15CK が水冷しておりもっとも硬く、ついで

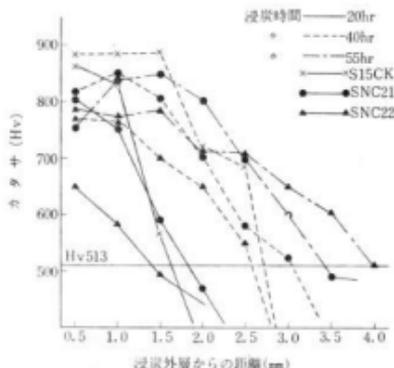


図4 各肌焼鋼の一次焼入れカタサ分布

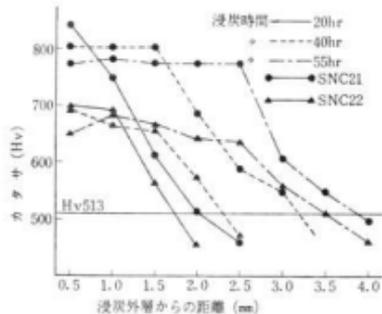


図5 各肌焼鋼の二次焼入れカタサ分布

SNC2

規格に

ースカ

り図4

つ

焼入れ

カタサ

では各

層のカ

効浸炭

くなく

二次焼

浸炭で

におけ

浸炭硬

度が

表

一次

二次

肌焼

940°C

行ない

である

~0.4

炭素量

900

800

700

600

500

400

カタサ

HV

SNC21, SNC22の順に軟いことがわかる。また JIS規格における有効浸炭硬化深さは硬化層表面からビッカースカタサ 513 (H_vC50) の点ままでの距離で示しており図4, 5にこの線を示した。

つぎに試験片 SNC21 ならびに SNC22 について二次焼入れしたのち、100°C×1hr で焼もどしたビッカースカタサ分布を図5に示した。試験片 SNC21 と SNC22 では各浸炭時間とも試験片 SNC21 が総じて硬く、最外層のカタサもビッカースカタサで約100の差がある。有効浸炭硬化深さは表3のように浸炭時間に比例して大きくなっている。また一次焼入れの有効浸炭深さに対して二次焼入れした試験片の有効浸炭硬化層が20, 40時間の浸炭でわずかに大きくなっていることがわかる。なお表2における各浸炭時間における全浸炭深さにくらべて有効浸炭硬化深さは、一次および二次焼入れによって炭素の拡散が行なわれて、大きくなっているものと考えられる。

表3 有効硬化深さ(Hv513)までの距離(mm)

	肌焼鋼	浸炭時間		
		20hr	40hr	55hr
一次焼入れ	S 15 CK	1.7	2.7	3.4
	SNC 21	1.8	3.1	3.3
	SNC 22	1.4	2.6	3.6
二次焼入れ	SNC 21	2.0	3.2	3.8
	SNC 22	1.7	2.6	3.6

肌焼鋼 S15CK, SCM22 および SNCM22 の試験片を 940°C×40hr の浸炭を行ない、一次および二次焼入れを行ない、浸炭外層からのカタサ分布を示したものが図6である。各肌焼鋼とも二次焼入れカタサは外層から 0.3~0.4mm 附近でビッカースカタサ800前後あり、有効浸炭深さは約 2.7mm が目安とされる。工業上よく問題に

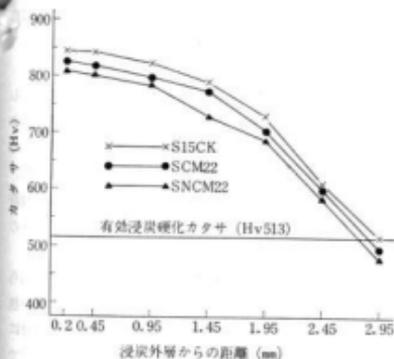


図6 各肌焼鋼の二次焼入れカタサ分布

なるのが仕上表面カタサで、ユーザーは仕上研磨したのちの表面カタサを指定し、メーカーは仕上研磨代に対するカタサの低下程度および残りの有効硬化深さを確認しなければならない。一般にこのような場合には製品と同材質のテストピースを装入して浸炭焼入れ層を調査される。

IV 結 言

大型のカムなどは、ニッケルクロム肌焼鋼またはニッケルクロムモリブデン肌焼鋼に 2~3mm の浸炭焼入れ後仕上研磨して用いられるが、仕上代と表面カタサ分布の関係に目安がたない場合が多い。そこで相当深い浸炭層を必要とする部品など長時間浸炭処理し、浸炭深さならびに浸炭焼入れカタサ分布を調べた結果つぎのようにまとめられる。

1 浸炭層のカタサはニッケルクロム鋼22種がもっとも硬く、ついでクロム鋼21種、炭素肌焼鋼の順に硬い傾向があり、中心部に向かってカタサは順次低下する。

2 浸炭焼入れ後のカタサ分布は表面では水焼入れした炭素肌焼鋼が硬く、ついで油焼入れしたニッケルクロム肌焼鋼21種、22種が硬い。また二次焼入れしたカタサ分布は一次焼入れにくらべて中心へのカタサ減少度がゆるやかで、有効硬化深さも炭素の拡散によりわずかに大きくなる傾向がある。

3 クロムモリブデン、ニッケルクロムモリブデン肌焼鋼も40時間の浸炭で表面の焼入れ硬化層はビッカースカタサ800に達し、有効浸炭硬化層もほぼ 2.7~2.8mm の見当がつく。

以上のように工業的な固体浸炭における大型部品の有効浸炭硬化深さと指定表面カタサに対する仕上研磨代の限界の目安を得ることができた。

おわりに実験試料の製備に協力いただいた炭素鋼熱処理工業所ならびに試験片の提供をいただいた中本工作所に厚くお礼を申し上げます。

鉛の顕微鏡組織検出について

倉員 尚子, 新田 明

| 緒 言

鉛および鉛合金などの軟らかい金属材料の顕微鏡組織の検出は、試料が軟らかいので、従来のエメリー紙による研磨および回転門板による琢磨の方法では、金属表面の加工により結晶粒に変形を生じ、さらにエメリー粉が試料中に埋め込まれ、問題があるため、マイクロームによる試料の切断面を直接腐食し組織検出をされることが多い¹⁾。筆者も薄刃の刃物による切断面を直ちに腐食し、組織の検出を行っていたが、刃物による傷が組織面に残りよくないので、この傷をとりのぞくため、湿式エメリー研磨、マイクロラップ、電解研磨（電解腐食）などを行なった。

しかしこのような処理を腐食前に行なうと、各処理ごとに検出された鉛の結晶粒の大きさが変化し、あたかも異なった鉛素材の組織を検出したように観察されるため、組織が変化する原因について調べた。

| 実験方法と試料

実験に使用した試料は厚さ3mmの鉛板(99.90% Pb以上)で顕微鏡組織は鉛板の横断面を観察した。観察面はマイクロームによる方法と同様に薄刃の刃物で削った面に対しつぎのような処理を行ない組織の検出をした。

試料1：醋酸液による腐食。

試料2：マイクロラップによる表面仕上(30分間)後醋酸液による腐食。

試料3：湿式エメリー紙による研磨仕上、つぎにマイクロラップで短時間(5分間)仕上後電解腐食。

試料4：短時間電解腐食。(数秒)

試料5：100°C30分加熱後醋酸液による腐食。

醋酸液による腐食液は醋酸3、過酸化水素(3%)1を使用し、電解腐食によるものは日本電子電解研磨液、11号を22~25V電圧で使用した。

| 実験結果と考察

前項のような諸条件で鉛板の横断面の組織を検出したところ、同一素材にもかかわらず写真1の試料1~5までのような種々な組織が検出された。

試料1の組織は、薄刃の刃物で注意深く削った面を醋酸液で腐食させて組織の検出をしたもので表面に平行な刃物の傷が残っているが、一応歪んでいない結晶粒が見られる。表面を刃物で削ると結晶粒は加工されて歪むが、鉛の再結晶温度は常温以下のため、結晶粒は再結晶してこのような歪をもっていない結晶粒が検出されるものと考えられる。

つぎに試料1の切削による平行な刃物の傷をとりのぞく目的で、マイクロラップにより試料表面を30分間仕上げ、醋酸液で腐食させた組織が試料2の写真で、刃物による傷は完全にとりのぞかれているが、結晶粒の大きさは非常に大きくなっている。

マイクロラップで長時間試料の表面を仕上げると結晶粒が粗大化する傾向があることが知れたので、マイクロラップの仕上げ時間を短縮する目的で湿式エメリー紙により切面を仕上げ、マイクロラップにより5分間表面仕上げ後、電解腐食を行ない組織の検出をしたのが試料3の写真で、エメリー紙を使用したため、組織内にエメリー粉が埋まっている。また結晶粒の大きさも写真によると試料1よりやや大きくなっているが、観察場所により非常に粗大化したものや、試料1のより小さいものも見受けられた。これは電解腐食時の発熱現象が影響しているように考えられる。

組織の変化の原因と思われる電解腐食時の発熱現象をできるだけ少くする目的で、刃物で削った面を短時間(数秒)電解腐食して組織検出をしたのが試料4の写真で、結晶粒の大きさは試料1のものと同程度同様なものを得ることができた。

試料2および3のように結晶粒が粗大化する原因としてマイクロラップ仕上げによる加工熱および電解腐食による電解熱により試料の温度が上昇し、結晶粒が成長したものと考えられるので、試料面を刃物で削ったもの、100°Cに30分間試料を加熱し、試料1と同様に醋酸液で腐食したところ、結晶粒が非常に粗大化した試料5の写真のような組織を得ることができた。

以上の結果より鉛の組織検出の場合、試料温度が何らかの原因で上昇すると素材組織とはことなった組織の検出が行なわれる恐れのあることが知れた。また醋酸液による鉛の組織腐食は粒内腐食で、電解腐食は粒界腐食であることが知れた。

IV 結 言

鉛の顕微鏡組織検出時に検出法がことなると、同一試料であっても検出された結晶粒の大きさが異なることが多いのでその原因について調べたところ次のことが知れた。

1 切削面をただちに腐食した組織は切削による傷が残るが、素材組織とはほぼ同じような組織を検出することができる。

2 マイクロラップで長時間仕上げを行なうと切削傷をとりぞくことはできるが、結晶粒が粗大化する傾向がある。

3 電解腐食はごく短時間行なわないと結晶粒が粗大化する傾向がある。

4 醋酸液による腐食は粒内腐食で、電解腐食は粒界腐食の傾向がある。

5 試料を100°Cに加熱するとその結晶粒は非常に粗大化する、すなわち試料温度がわずかでも上昇すると結晶粒は成長する。

本研究の結果より、再結晶温度が常温以下である鉛などの金属組織を検出する場合には、試料のわずかな温度上昇でも、その結晶粒は成長し、素材組織とはことなつた組織を検出する恐れがあるので、試料の温度上昇は極力さげねばならない。このため再結晶温度が常温以下の金属の組織の検出はマイクロームにより表面を切削したのち、腐食により組織を検出するのがよく、電解腐食を行なう場合はできるだけ短時間で腐食を行ない、試料の温度上昇をさげなければならない。

文 献

- 1) 伊沢誠三郎；組織検査，(1943) 45

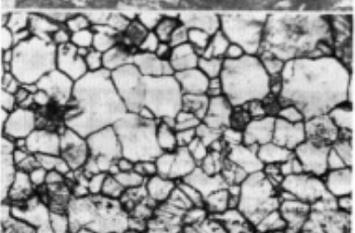
試料
1試料
2試料
3試料
4試料
5

写真1 顕微鏡組織 ×100

スポット溶接に関する研究 (第2報)

加熱による溶接継手の機械的性質の変化

国岡孝之, 蒲田政信
片山義孝, 池田哲郎

I 緒 言

スポット溶接を施した軟鋼の溶接継手の強さは、ナゲットの形状、大きさが母材の板厚に対し適当であれば、ナゲットの組織および母材の強さ、すなわち、成分、熱処理、冷間加工度などに関係するものと考えられる。スポット溶接には、表面が比較的平滑で酸化皮膜がきわめてうすく、また、熱影響による硬化の度合いが少ない材料として普通冷間圧延した薄鋼板 (JIS, SPC) が適材とされているが、この場合でも、溶接したままのナゲットはほとんどマルテンサイト化しており、また、ナゲットに接している非融着部は短時間加熱なので温度上昇が少なく、¹⁾ しかも、電極によりかなりの圧力が加わっているため、冷間加工をうけた状態にあるものと考えられる。

したがって、溶接後加熱された場合には、ナゲットのマルテンサイトの焼モドシ、または焼ナラシによる効果と、冷間加工された個所の再結晶による強度の変化および、母材の強度変化により接手の機械的性質に影響をおよぼすものと考えられる。

本実験は、冷間圧延薄鋼板を使用し、一定の条件のもとでスポット溶接した試料を各温度に加熱後空冷し、加熱による接手の機械的性質がどのように変わるかを調べるために行なったものである。

II 実験方法と試料

1. 実験方法と試料

被溶接材としては、前回²⁾の実験と同様厚さ1mmのSPC2に相当する引張強さ35kg/mm²、伸び37%の機械的性質を有する薄鋼板を用いた。

スポット溶接継手の機械的試験法としては種々あるが³⁾、このうちで最もよく使われている引張セン断試験と、十字引張試験とを採用した。

引張セン断試験片、十字引張試験片は、910×1,820mmの板から引張方向が圧延方向と平行となるようJIS Z3136、およびZ3137に規定された形状、大きさにセン断し、ベンジンで表面を十分脱脂したのち、前回の結果

から適当と考えられる条件、すなわち、電流値7700A、加圧力170kg、通電ならびに加圧時間19秒とし規定の位置で溶接して作製した。

なお、溶接にはナゲットの大きさが一定になるよう、⁴⁾ 試料と同じ材料を450回連続スポット溶接したR型クロム鋼電極を用いた。

また、ナゲットおよびその付近のカタサ、組織検査用として、断面試験法に準じスポット溶接した試料を用いた。

2. 実験方法

各試料は表1の条件で30min加熱後空冷し、50tリール型万能試験機で秤量を1,000gとし引張セン断、および十字引張試験を行なった。

またカタサ、および検査は図1に示すとおり、ナゲットの中央部を板厚方向に切断した面でナゲット・境界部付近・母材の各位置で行なった。

なおカタサ測定はマイクロ・ビッカースカタサ試験機により荷重200gで行なった。

表1 試料の加熱条件

加熱温度 °C	100	200	300	400	500
加熱方法	沸騰水	ソルトバス	ソルトバス	ソルトバス	12kwマ ッフル炉 ⁵⁾
加熱温度 °C	600	700	800	900	
加熱方法	12kwマ ッフル炉 ⁵⁾	12kwマ ッフル炉 ⁵⁾	12kwマ ッフル炉 ⁵⁾	12kwマ ッフル炉 ⁵⁾	



図1 カタサ測定位置

III 実験結果と考察

1. 引張セン断試験

引張セン断は、図2Aに示すとおり、最初にナゲット

の長軸方向(板の面に平行な方向)で始まり、単純なセン断力だけが作用するが、力が増加するにしたがい、図2Bのとおり、ナゲットの中心が板の引張方向の軸と一致するように変形するとともに、ナゲット付近がナゲットを底面とし凹形に湾曲し(図2C)応力は複雑になる。

加熱温度の低い試験片では、ナゲットおよびその付近の強さが大きいので変形がむづかしく、破断はまず図2Dの矢印aで示す位置でおこり、ついで図2Dの矢印bで示す箇所からナゲットと母材が破断しはじめる。

ナゲット境界にはすでにキレツが入っているのでナゲット全周辺が破断し一方側の母材と剥離する。

しかし加熱温度が高くなり変形が容易になると、破断は図2Eの矢印の位置ではじまり試験片をそのまま引張ると、破断は次第にナゲットからはなれ母材側に移って行く。

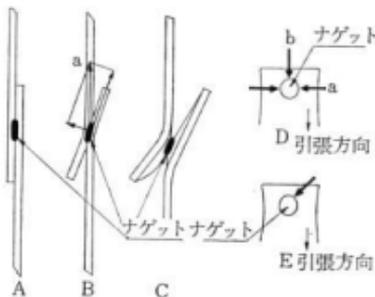


図2 引張セン断試験での破断状態

図3は各加熱処理した試料の、引張セン断試験の結果を示したもので、図中の実線は強さ変化の傾向を示したものである。

これによると、加熱温度による強さの低下は単純でなく、100°Cから400°Cまでの強さの低下と400°Cから600°Cまでの停滞、600°C～900°Cまでの再低下に区分されている。

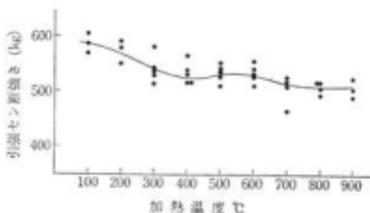


図3 加熱温度と引張セン断強さとの関係

このように変化したこととは、まず、加熱による試験片各部の強度低下が主な原因と考えられる。

図4は、加熱温度を横軸にナゲット、境界部、および母材での各位置のカタサを縦軸にとり加熱温度によるカタサの変化を示したもので、高温になるにしたがい軟化し強さが低下⁵⁾していることがわかる。

400°C～600°Cで強さの変化が少ないのは、破断が最初に発生した位置が、ナゲット境界より1mm離れた所であり、この位置では図4に示すとおりカタサは温度による影響が少ないことから強さは大差ない。

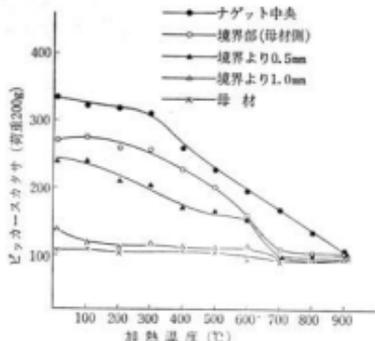


図4 加熱温度によるナゲット、ナゲット境界部、母材カタサの変化

また軟化による変形が容易で力の働く方向が高温になるほど図2Bで矢印aで示す方向になったためと思われる。

700°C～800°Cでの強さの低下は、ナゲットに接した母材部が再結晶と成長により結晶が粗大化しているので弱く脆くなったためと考えられる。

破断もナゲット境界から始まっている。

写真1は各温度でのナゲット境界部の組織を示したもので、700°C、800°Cで結晶粒がいちぢく粗大化していることがわかる。なお、図4でみられるとおり、カタサも急に低下し、母材カタサとの差も少なくなっている。

900°Cに加熱すると、試料は完全に写真1でみられるとおりオーステナイト化されるので冷却後はナゲットも母材と同じフェライト組織で、切断開始位置も母材よりとなり主に引張により破断したものと考えられる。

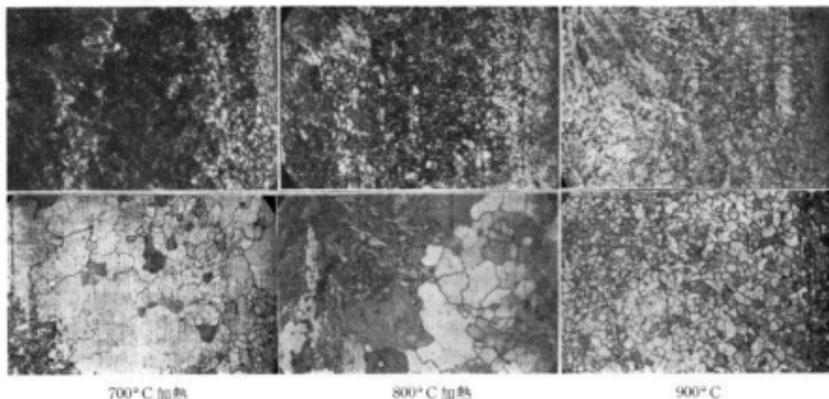
2. 十字引張試験

十字引張試験は荷重が低い間は、図5Aに示すとおり単純な引張力が働いているが、荷重が増加すると図5Bに示す変形がおこり、ナゲット周辺に曲げ、セン断、引

スポット溶接のまま

500°C加熱

600°C加熱



700°C加熱

800°C加熱

900°C

写真1 境界部の組織 (×50)

張の応力が働くものと思われる。

破断状態は図5Cに示すとおり、各試料ともナゲットが試験片の一方に残り、他方はナゲット周辺に沿ってはづれている。

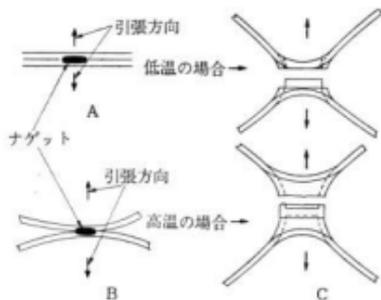


図5 十字引張試験での破断状態

この状態では温度が低い間は主にせん断力により破断するが、高温になるにしたがいナゲット部を中心とした変形がいちぢるしくなり、引張力が多く作用するものと考えられる。

図6は加熱温度と十字引張試験結果との関係を示したもので、100~300°Cまでは強さはわずかに低下しているが、300°Cをこえると増加がはじまり、500°C以上700°Cまでは再び低下し700°C~900°Cでは、増加を示している。

300°Cまでの強度低下は、図4に示したカタサの変化にみられるとおり、ナゲット境界部の強度低下によるも

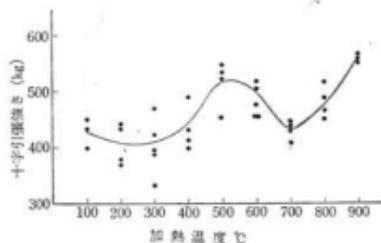


図6 加熱温度と十字引張強さとの関係

のであり、300~500°Cまでの強さの増大は、軟化したナゲット周辺部が変形しやすくなり高温になるほど引張力が多く作用したためと考えられる。

500°Cをこえると、加熱による母材強さの低下と、ナゲット付近の再結晶による回復、および結晶の成長により強度は急に低下したものと考えられる。

900°Cでは、強さは最も大きくなっている。これは、すでに述べたとおり、ナゲット、母材とも同一なフェライト組織であり、また、破断をおこした位置もナゲット境界より約1mmはなれた個所で変形が最も大きく、引張力が大きく働いたためと考えられる。

IV 結 言

本実験の結果からつぎのことがいえるのではないかとと思われる。

- 1) 加熱した軟鋼のスポット溶接継手の強さは、引張せん断試験・十字引張試験共に、常温のままの試料

とことなり、単にナゲット、境界部、母材の機械的性質による影響だけでなく、軟化により試験片が変形する度合が大きく、作用する力の方向、種類が変化することも影響があると思われる。

2) 加熱温度と引張せん断強さは、おおむね加熱温度が上昇するとともに低下するが、その度合は少なく、また 400~600°C の加熱範囲では強さの低下はとくに少ない。

3) 十字引張試験結果は引張せん断の結果とことなり、複雑に変化する。

これは温度が低い間は主にせん断力により破断するが、高温では引張が大きく作用するためと思われる。

また、ナゲット周辺の再結晶による影響も大きいように考えられる。

4) ナゲット境界部は、700°C以上では母材カタサと変わらず、900°C加熱ではナゲットは完全にオーステナイト化され、空冷すれば微細なフェライト組織と

なる。

また、再結晶による結晶粒の粗大化は、700°C、800°Cで明確にみとめられた。

高温に加熱された軟鋼のスポット溶接継手の機械的性質を調べたが、JISに規定された引張せん断、十字引張試験結果では以上のとおりであった。

機会があれば軟化による試料の変化しやすさを考慮して、さらに適当な方法で検討したいと考えている。

おわりに試料製作に御協力下さった呉職業訓練所のかたがたに厚くお礼申し上げます。

文 献

- 1) 西口：溶接学会誌, 37 (1968), 222
- 2) 国岡, 片山, 野地：本報告, No. 11 (1968) 55
- 3) 青木：溶接学会誌, 24 (1955) 216
- 4) 西口：溶接学会誌, 37 (1968) 223
- 5) 大和久：鋼の選び方 6

ガス切断に関する研究 (第2報)

アセチレン、プロパン両ガス炎による切断の比較

片山 義孝, 野地 英治, 国岡 孝之

I 緒 言

鉄鋼のガス切断の歴史は極めて古く、ガス切断といえば、酸素-アセチレンガス切断と思われて親しまれてきた。

しかし、近年になって、プロパンガスが燃料用として普及し、工業界においても加熱用、切断用として使用され始め、アセチレンガスに代り酸素-プロパンガス切断法が急速に発展し注目されている。

われわれは、このような現状の中で、従来のアセチレンガス切断に対し、プロパンガスが如何なる切断能力を持っているかを検討し、その特性を把握すると同時に、数多くのデータ者を参考にし、実作業に適應する効果的な切断結果をうるための基本的な実験を行ない、両者の切断能力、ドラッグの形状、切断面のアラサなどにつき比較検討することにした。

II 実験方法

1. 装置および試料

切断用器具は田中製KT-150型自動ガス切断器を用い、火口はアセチレンガス自動切断用火口2号(火口口径1.3mm)とプロパンガス自動切断用火口2号(火口口径1.37mm)を使用した。また、切断面アラサの測定は小坂電気式表面アラサ検査機SE-3型で実施した。なお、被切断材料はSS41である。

2. 実験方法

ガス切断の良否を判定するためには多くの基準があげられるが¹⁾、本実験では、切断可能板厚、ドラッグの良否、切断面上線の良否、切断面のアラサおよび平精度の点からアセチレン、プロパン両ガスによる切断結果を比較検討することにした。

(1) 試験片および切断方法

(a) 試験片

これまでは、切断板厚の測定にはクサビ型試験片²⁾また、各板厚での切断面測定用には平板を使用しているが、同一条件で各種板厚が同時に切断できることを目的として、図1に示すような階段式クサビ型試験片を試作

した。板厚寸法(mm)は20, 25, 30, 35, 40, 45, 50, 55である。

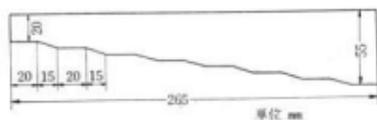


図1 階段式クサビ形ガス切断試験片

(b) 切断方法

図2に示すとおり、試験片の中央を自動ガス切断器により切断した。

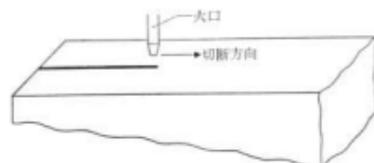


図2 切断方法

(2) 切断方法

切断条件³⁾として、切断速度、切断酸素流量、予熱ガス流量、火口距離をとりあげた。火口距離に関しては、ダニエルおよびデュラントの $G=0.028T+3.64$ ³⁾

G : 火口距離(mm) T : 板厚(mm) の実験式に基づき火口距離設定のための予備実験を行なった。切断条件は、切断速度400mm/min、火口自動切断器用2号、酸素流量20ℓ/min、ガス流量4.5ℓ/minである。また予備実験の方法および試験片の形状、寸法を図3に示す。



図3 火口距離決定用試験片および実験方法

切断のための火口距離は、4mmから13mmまでの1mmおきとしたが、上縁の精度、ドラッグの状態、切断面のアラサから火口距離4mmまたは5mmが最良であったため、火口距離標準を4.5mmとした。以上の結果から切断はつぎのとおり各条件で実施した。

(a) 切断速度を変化させるための条件

切断酸素流量 (ℓ/min) 30
 予熱ガス流量 (ℓ/min) アセチレンガス: 5.0
 プロパンガス: 3.0

火口距離 (mm) 4.5

切断速度 (mm/min) 100, 200, 300, 400, 500

(b) 切断酸素流量を変化させるための条件

切断速度 (mm/min) 300
 予熱ガス流量 (ℓ/min) アセチレンガス: 5.0
 プロパンガス: 3.0

火口距離 (mm) 4.5

切断酸素流量 (ℓ/min) 20, 25, 30, 40, 50

(c) 予熱ガス流量を変化させるための条件

切断速度 (mm/min) 300
 切断酸素流量 (ℓ/min) 30
 火口距離 (mm) 4.5
 予熱ガス流量 (ℓ/min)

アセチレンガス: 3.0, 4.0, 5.5, 6.5
 プロパンガス: 2.0, 2.5, 3.0, 4.0

(d) 火口距離を変化させるための条件

切断速度 (mm/min) 300
 切断酸素流量 (ℓ/min) 30
 予熱ガス流量 (ℓ/min) アセチレンガス: 5.0
 プロパンガス: 3.0
 火口距離 (mm) 3, 4.5, 6, 7.5, 9

■ 実験結果と考察

1. 各種条件による切断可能板厚の変化

実験方法で示した如く、切断板厚の範囲を最低20mm最高55mmに定めたため、この板厚範囲内で両ガスの切断能力が検討出来るよう、ガス流量その他の条件を板厚35mmに置き実験を開始した。その結果アセチレンガスにおいては、その予想が適中したが、プロパンガスにおいては大部分が最終板厚まで切断したため、最高能力を験することが出来なかった。その結果を各項目別に見ると図4のとおりである。

(1) ガス流量の変化

アセチレンガスの切断能力は、流量差によって顕著な変化はなく、約40~45mmの範囲まで切断した。

プロパンガスにおいてはほとんど全部が55mmを切断したため、最高能力を検討することが出来なかった。アセチレンガスとプロパンガスが相異しているのは、後者の予熱効果がきわめて高いためである。

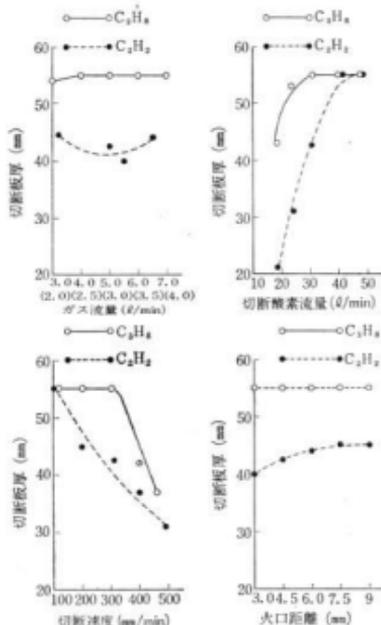


図4 各種条件による切断可能板厚の変化

(2) 切断酸素流量

両ガスともその増加ともない、その能力が増大する傾向にあり、最高板厚の切断に要する酸素流量は、約アセチレンガス50ℓ/min、プロパンガス30ℓ/minである。

(3) 切断速度

アセチレンガスは速度が増加するにしたがって、しだいに減少しているが、プロパンガスの場合は300mm/min位までは変化せず、それ以上になると急激に低下する特性があるようである。

(4) 火口距離

アセチレンガスは距離の増加ともなって若干能力が上って行く状態を示したが、プロパンガスについては全く変化していない。両者とも火口距離は他の条件に比し本実験の範囲では影響は少ないようである。

2. 各種条件による板厚とドラッグ長さの関係

(1) 板厚変化に伴うドラッグ長さ変化

アセチレン、プロパン両ガスとも、速度の変化がドラッグ、切断能力に与える因子は大きい。

また板厚に対する適正速度を見ると、

前者で 35mm=200~300mm/min, 30~35mm=400mm/min, 20~30mm=500mm/min

後者で 45~50mm=300 mm/min, 30mm=400 mm/min, 25~30mm=500mm/min

が良いようである。

アセチレンガスは流量差によって切断能力を増すが、

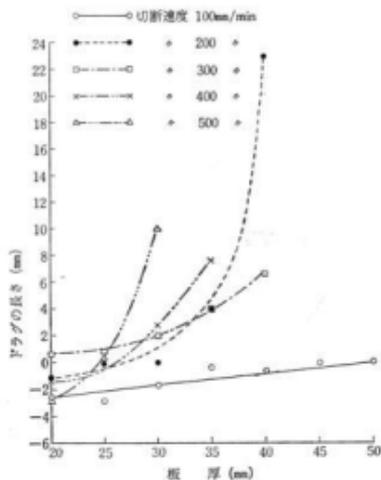


図5 切断速度の変化に伴う比較 (C₂H₂)

ドラッグの変化はあまり認められない。プロパンガスにおいても切断能力は前者と同様のことがいえるが、流量の低下によりドラッグの長さが増加している。

図7、8から適正ドラッグの長さをうるための酸素流量

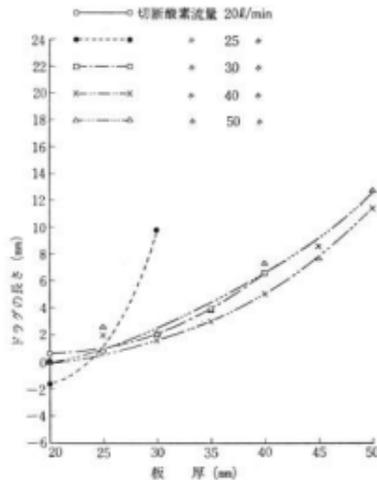


図7 切断酸素流量の変化に伴う比較 (C₂H₂)

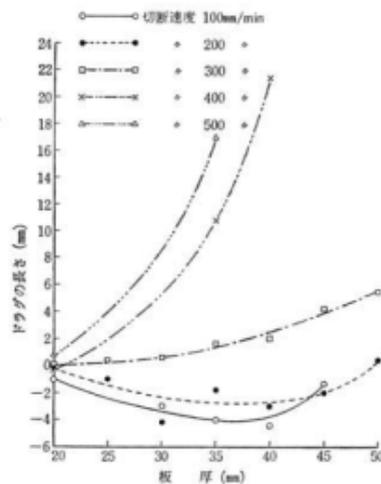


図6 切断速度の変化に伴う比較 (C₃H₈)

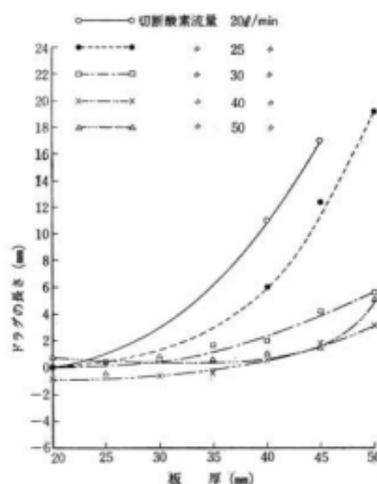


図8 切断酸素流量の変化に伴う比較 (C₃H₈)

を求めると、前者は 35~40mm で約 40~47l/min であり後者は 35~50mm で約 24~30l/min である。

一般的には火口距離は近い方がより効果的であるとされているが、本実験において行なった火口距離 3~9mm

の範囲ではその差はほとんど認められず、アセチレンガスによる切断ではむしろ距離が大きくなることにより、その能力が増大した。その結果はおおよそ図 9、10 のようである。

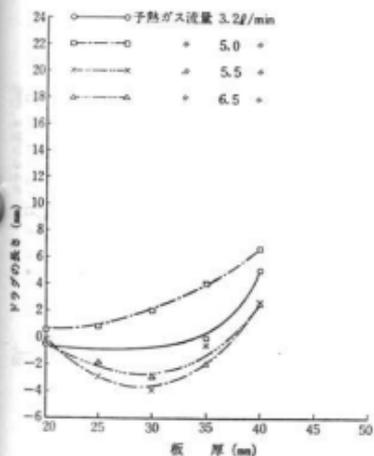


図9 予熱ガス流量の変化に伴う比較 (C_2H_2)

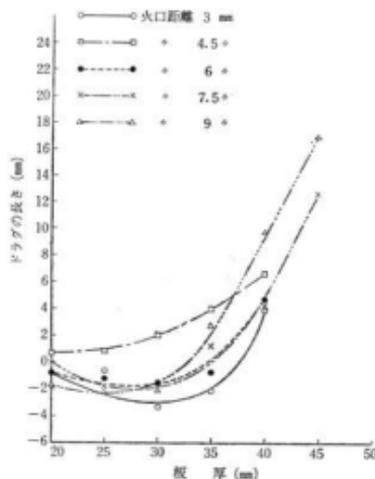


図11 火口距離の変化に伴う比較 (C_2H_2)

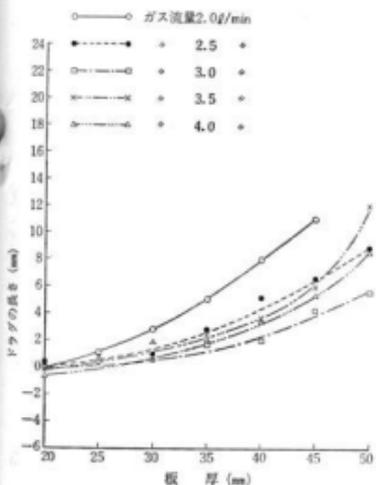


図10 予熱ガス流量の変化に伴う比較 (C_3H_8)

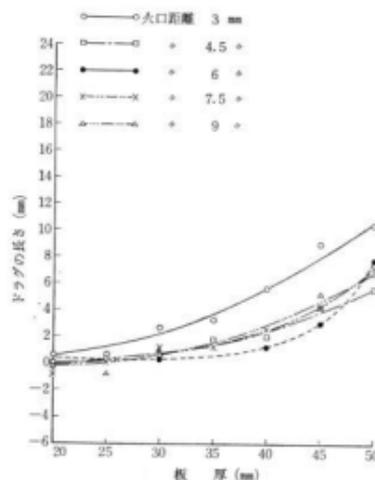
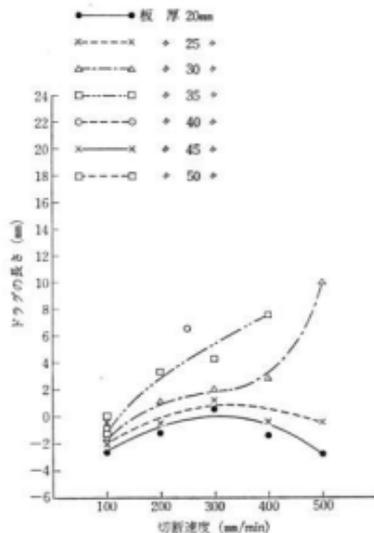
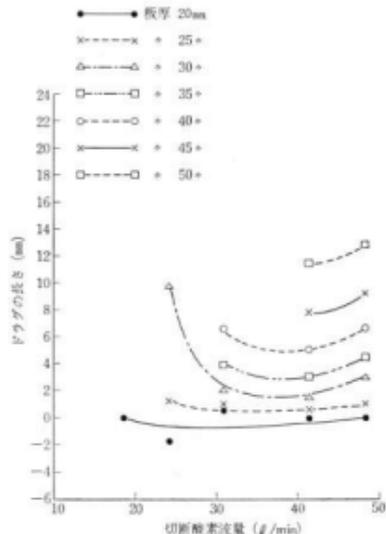
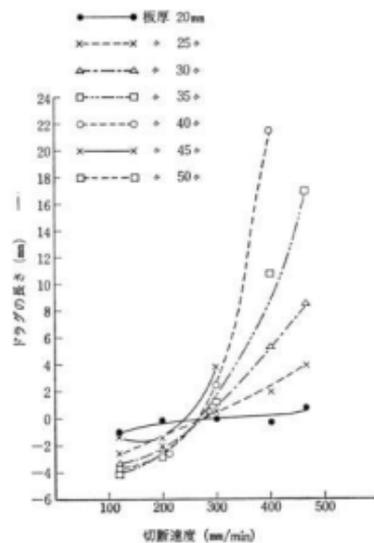
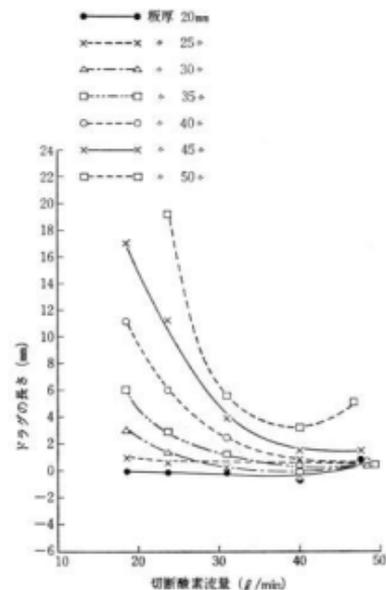
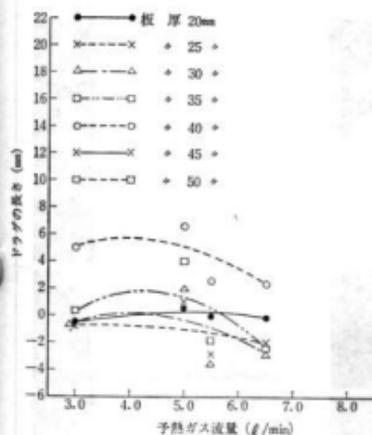
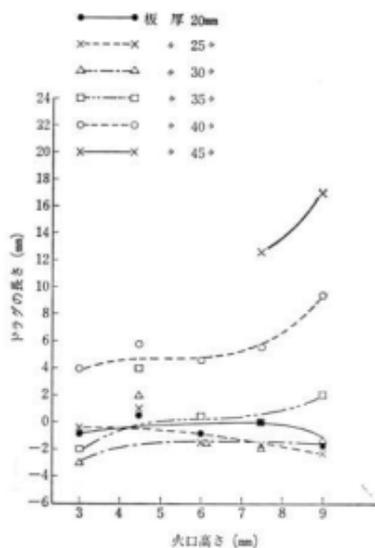
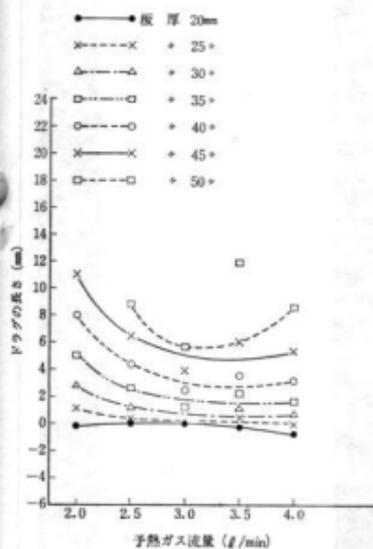
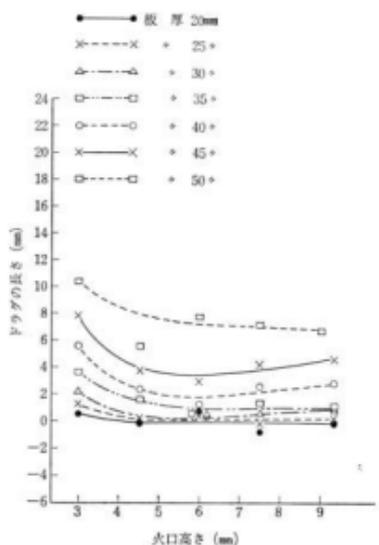


図12 火口距離の変化に伴う比較 (C_3H_8)

図13 切断速度とドラッグの関係 (C_2H_2)図15 切断酸素流量とドラッグの関係 (C_2H_2)図14 切断速度とドラッグの関係 (C_3H_4)図16 切断酸素流量とドラッグの関係 (C_3H_4)

図17 予熱ガス流量とドラッグの関係 (C_2H_2)図19 火口高さ とドラッグの関係 (C_2H_2)図18 予熱ガス流量とドラッグの関係 (C_3H_8)図20 火口高さ とドラッグの関係 (C_3H_8)

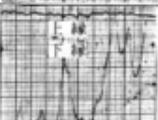
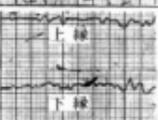
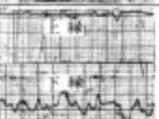
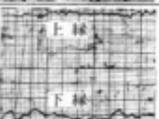
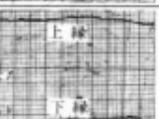
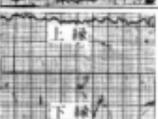
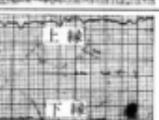
切 断 条 件	アセチレン—酸素焰による 切 断 面		プロパン—酸素焰による 切 断 面	
	切断面あらし	断面図	切断面あらし	断面図
正常な切断				
切断酸素不足	切断不能			
切断酸素過剰				
切断速度の遅すぎ				
切断速度の速すぎ				
予熱不足				
予熱過剰				
火口距離低すぎ				
火口距離高すぎ				

図11, 12から見るとアセチレンガスはガス流量がドラッグにおよぼす影響は薄板部分において、みだればらつきが多く、特に予熱過剰の場合はドラッグはマイナスになった。

本実験においてはその原因を追求することができなかったので今後の課題とした。

プロパンガスにおいてはドラッグにおよぼす影響およびバラツキは少なく、板厚 40~50mm に対し約 2.5~3.0g/min が適当である。

(2) 板厚別に見たドラッグ長さ

図13~20は前項に表記した図5~12を板厚別に表わしたものである。この図より正常なドラッグ長さから板厚に対する各種の適正条件が推察される。

3. 切断面とアラサによる比較

各種切断条件のちがいによる切断面のアラサと断面図を表1に示す。

この表1にもとづいて、酸素アセチレン焰と酸素プロパン焰による切断の比較を行なった。

(1) 正常な切断

アセチレン、プロパン共、i 切断面は平滑である。

ii 切断面の上下縁は角立っている。

(2) 切断酸素不足

(a) アセチレンの場合

切断不可能であった。

(b) プロパンの場合

i 切断面の上半分は平滑でゼロドラッグカッティングに近い。

ii 切断面の下半分は精度悪くドラッグのおくれは著しい。

(3) 切断酸素過剰

(a) アセチレンの場合

i 上端は小さな丸味をもつ。

ii 切断面の上部は大きく凹み、下半部は凸面状になる。

(b) プロパンの場合

i 上端の溶けくあいはいはアセチレンよりひどく数珠状に丸くなる。

ii 切断面の上半部の凹みはアセチレンより小さい。

iii 切断面の下半部の平滑度もアセチレンより良好である。

iv ドラッグの遅れは少ない。

(4) 切断速度の遅すぎ

(a) アセチレンの場合

i 上端は溶けて数珠状になる。

ii 切断面は上端の一部を除き大きくえぐられ、ドラッグも乱れている。

(b) プロパンの場合

i 上端は溶けてやや丸味をおびる。

ii 切断面の上半部はえぐりがないが下半部のえぐり、ドラッグの乱れはアセチレンより大きい。

(5) 切断速度の速すぎ

(a) アセチレンの場合

i 切断面の上下縁は丸味をもつ。

ii ドラッグの遅れは大きい。

iii プロパンよりドラッグのきめはこまかい。

(b) プロパンの場合

i 切断面の上下縁は丸味をもつ。

ii ドラッグの遅れは大きい。

iii 切断面の凹みはアセチレンほど顕著でない。

(6) 予熱不足

(a) アセチレンの場合

i 切断面の上半部は平滑でドラッグのきめはこまかい。

ii 切断面の下半部は凸面となり、ドラッグの遅れが大きい。

iii 下縁は丸味をもつ。

(b) プロパンの場合

i 上下縁は角立っている。

ii 切断面は中央部がやや凹む程度でアセチレンと比較すると平滑である。

(7) 予熱過剰

(a) アセチレンの場合

i 上端は溶けて丸味をもつ。

ii 切断面はなめらかであるがやや傾斜ぎみとなる。

iii ドラッグの遅れは少ない。

(b) プロパンの場合

i 上端は溶けてやや数珠状になる。

ii 上端を除くと正常な切断に近い。

(8) 火口距離の近すぎ

プロパン、アセチレン共、i 上端は溶けてやや数珠状になる。ii 切断面は平滑である。

(9) 火口距離の高すぎ

(a) アセチレンの場合

i 上端はやや丸味をもつ。

ii 切断面の上半部で切断面は凹む。

(b) プロパンの場合

i 上端はやや丸味をもつ。

ii 上端を除くとほぼ正常な切断に近い。

以上切断条件のちがいによって比較検討したが全体の特長としては、

(1) アセチレンはすべての条件に対して敏感に変化を示すのに対して、プロパンはとくに予熱焰の強さ、

火口距離に対してはほど変化を示さず、ほぼ一定した精度である。

(2) 上下端、切断面の平滑度はプロパンの方がはるかにその精度が良い。

IV 結 言

以上の実験を通じて両ガスを比較すると、アセチレンガスは多くのバラツキを生じ、プロパンガスは比較的安定した結果を得たことである。前者は各種の切断条件に苛酷であり、適正な条件を与えれば極めてすぐれた効果を発揮するが、その他の場合にはその成果は期待出来がたい。それに反し、後者は条件に対し鈍感であり、極端な条件を与えない限り成果に大差を生じないようである。これは両者の特性と思われる。また、切断面の精度に関しては、後者による切断の方がすぐれている。

ドラッグ形成の問題については、当然起るはずのドラッグの遅れが板厚約 30mm を境いとして、しばしばマイナス

の方向に起っている。このことについての明確な解答はできないが、その要因は、切断用試験片の下縁が傾斜しており、必要以上の条件からくる酸化反応が、上下縁ではほとんど同時におこり、酸化物が低い方に流れ酸素気流を前方に渡えたのではないかと思われる。

本実験に使用した板厚は 20~55mm であったため、厚板に適するプロパンガスに有利な結果となったが、次期の課題として 20mm 以下の薄板に対する問題、ドラッグのマイナスに対する問題、予熱時間の測定などについて検討したいと思う。

文 献

- 1) 溶接学会編：溶接便覧新版、(1966)、580
- 2) 中西：溶接学会誌、37 (1968)、1263
- 3) 木原：溶接データブック、(1964)、191
- 4) 大西、水野：ガス切断およびガス加工、(1965)、43

る
い
精
速
い
も
の
て
て
度
か
引
と
た
変
中
ず
寸
試
は、
に
と
問
と、
を
片
寸
ど

1.
区
引
要
片
寸
の
X(m

引張試験機のK値に関する研究 (第1報)

各種試験機のK値について

芳野光利

I 緒言

金属材料の機械的性質が、引張速度によって影響されることは、種々の研究データによって明らかにされている。ISO・ASTM・BS・DIN などでは引張試験規格に引張速度の規定があるが、JISではこれまで引張速度については特に規定がなく、おおむね経験によっていた。しかし、43年度からJIS¹⁾も改正され引張速度も規定している。ISO²⁾の引張試験規格では、試験片の歪速度を規準とし、引張試験機の剛性を考慮に入れて、引張速度(荷重負荷速度)を設定することをすすめているが、一方JISでは応力速度を規準として引張速度を決定している。ISOでは両速度規準の関係を明らかにするためK値を定義している。K値とは、試験片を引張る際の引張試験機の変形しにくさを表わす弾性定数と考えられ、ISOでは、引張試験機に試験片を取付けた状態において、荷重変化に対するグリップ間の距離の変化の比をK値と定義している。また、H値とは、降伏中または、耐力附近における歪は弾性範囲の歪に比べてずっと大きい。両歪率の比は、K値および試験片の形状寸法によって異なる。降伏時におけるこの比を試験機・試験片相互のH値と定義している。今回の実験の目的は、両規格の関連を検討するため、金属材料技術研究所において開設の試験機の剛性がどの程度かを検討するとともに、剛性を示すK値、あるいはH値などの測定上の問題点を検討することにある。このためアムスラー型50t、オルセン型30t、リーレ型200tの3種類の試験機を用いて、K値、H値の試験機の機構による相違、試験片寸法、試験片荷重および引張速度がことなつた場合、どのような影響をうけるかを明確にしたものである。

II 実験方法と試料

1. 測定方法

図1のように試験機と試験片を考える。引張荷重Pによってクロスヘッドが ΔL だけ変位し、試験片(平行部長さL)が ΔL だけ伸びるとする。このときの変位速度および伸び速度をそれぞれ $V(\text{mm/sec})$ 、 $X(\text{mm/sec})$ とする。1/Kは試験機のばね定数となるか

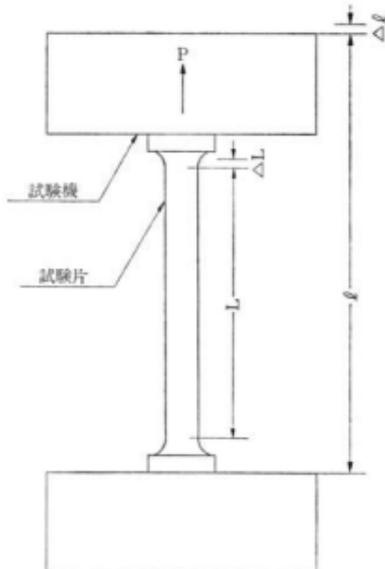


図1 試験機と試験片の伸びの関係

ら

$$\begin{aligned} \Delta l &= \Delta L + KP \\ &= \Delta L + KS_0 \sigma \dots\dots(1) \end{aligned}$$

ただし、 S_0 は試験片平行部断面積で、 σ は試験片の応力である。

$$\begin{aligned} V &= \frac{d l}{d t} = \frac{d L}{d t} + KS_0 \frac{d \sigma}{d t} \\ &= X + KS_0 \dot{\sigma} \dots\dots(2) \end{aligned}$$

試験片の弾性範囲では

$$V = X_e + KS_0 \dot{\sigma} \dots\dots(3)$$

ここで X_e は試験片の弾性伸び速度である。降伏時には、応力は、ほぼ一定であるから

$$V = X_f \dots\dots(4)$$

ここで X_y は降伏伸び速度である。試験機のカrossヘッ
 下の移動速度 V が弾性範囲および降伏時にも変化なく一
 定であると仮定する。したがって

$$X_y = X_e + K S_0 \dot{\sigma}$$

$$H = \frac{X_y}{X_e} = 1 + K S_0 \frac{\dot{\sigma}}{X_e} \quad (5)$$

$$\dot{\sigma} = E \dot{\epsilon} = E \frac{X_e}{L_e}$$

ここで L_e は引張り前の平行部長さである。したがって

$$H = 1 + K \frac{S_0 E}{L_e} \quad (6)$$

それ故 K 値を求めるため試験片の伸び速度を測定した結
 果図2から、 X_y と X_e との比 H の値を求めて、(6)式で計
 算した。

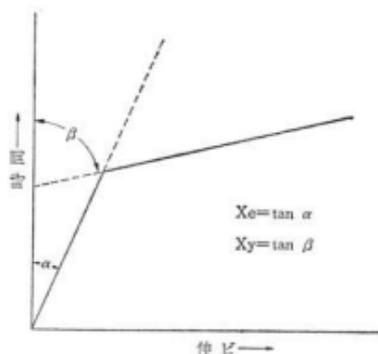


図2 経過時間に対する伸び

2. 実験機器

引張試験機として、つぎに掲げるものを使用した。

リーレ型200 t

秤量切替 200, 100, 50, 20, 5 t

クロスヘッド移動速度 50mm/min 最大(無負荷)

アムスラー型50 t

秤量切替 50, 25, 10, 5 t

クロスヘッド移動速度 150mm/min 最大(無負荷)

オルセン型30 t

秤量切替 30, 15, 5, 3 t

クロスヘッド移動速度 150mm/min 最大(無負荷)

また、変位測定のために次の記録計を使用した。

クロスヘッド変位計

D・T・F型 X-t ペン書記録式

試験片伸び計

D・T・F型 X-t ペン書記録式

G-L 50mm

3. 試験片

SM50, S17C材を用い、その形状および、大きさは表1に、機械的性質は表2に示す。S17C材は890°Cで焼準して用いた。

表1 試験片の形状および大きさ

項目 符号	直径 mm	標点距離 mm	材 料
J I S 4号	14	60	SM 50
J I S 14号A	14	98	S I 7 C
〃	25	175	〃
〃	10	70	〃
〃	25	350	〃

表2 試験片の機械的性質

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 %	絞 り %
SM50	38	36.5	56	36	68.5
S17C	28	27	46	32	59

■ 実験結果と考察

1. 試験速度の影響

図3および図4に K 値におよぼす試験速度の影響を示

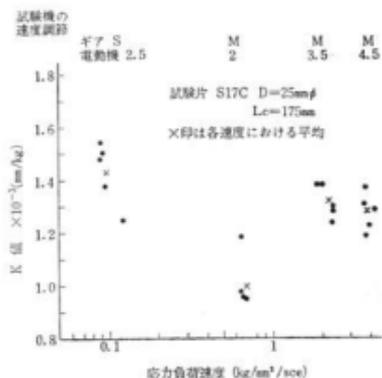


図3 オルセン型30 t 試験機における K 値におよぼす試験速度の影響

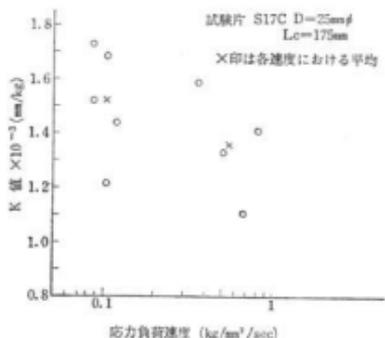


図4 アムスラー型50t試験機におけるK値におよぼす試験速度の影響

す。

試験機のカロスヘッドの移動速度が、荷重によってことならない限り、理論的には応力負荷速度のK値におよぼす影響はないはずである。オルセン型の場合もアムスラー型の場合も試験速度によって若干のK値の差が認められる。オルセン型の場合この試験速度による影響は、負荷速度そのものよりも負荷速度を変えるための駆動機構の変化（ギアシフト、駆動用の超分巻モーターのトルク特性など）によるのではないかとと思われる。

2. 試験機の構造による影響

試験速度を一定にして3種類の試験機のK値の差を求めた結果を図5に示す。

これらの試験機の相互間には、ほぼ20%程度のK値の差が認められる。アムスラー型のK値が高いのは、その

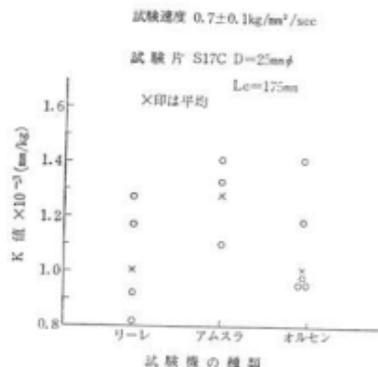


図5 各種試験機の相違によるK値

柱などが構造上長いためと思われる。やや似た構造のリーレ型が低いのは、容量が200tで、アムスラー型50tにくらべて構造の剛性が高いからであると考えられる。

3. 降伏時の挙動

図3～図5にみられるようにS17C材の場合約10～20%のK値のばらつきが認められるが、SM50材では、ばらつきは少ない。これは、S17C材の降伏時の挙動が不安定なためによるH値の測定上のばらつきがそのままあらわれたものと考えられ、このことは、試験機固有な値であるK値を明確に求めるためには、適当な試験片材料の選定が必要であることを意味し、また、逆にK値を用いて弾性範囲の応力負荷速度から、材料によっては、S17Cのように、実際の降伏歪速度が推定値どうりでなく、ばらつくことを意味する。

4. K値と降伏荷重との関係

S17C材で試験片形状を変えて、K値と降伏荷重との

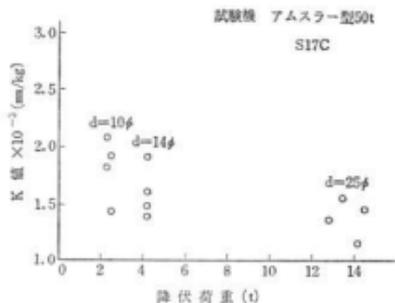


図6 降伏荷重とK値との関係

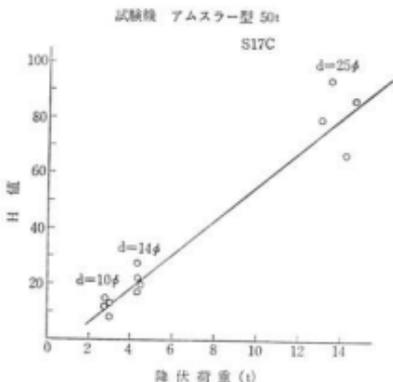


図7 降伏荷重とH値との関係

関係を求めたものを図6に示す。

K値は図6でみられるとおり降伏荷重に関係なく大体同じ値をとるようである。

5. H値と降伏荷重との関係

S17C材で試験片形状を変えて、H値と降伏荷重との関係を求めたのが図7である。

H値は図7でみられるように降伏荷重に比例して増加を示している。

IV 結 言

本実験の結果をまとめると次のとおりである。

1 K値は試験機の機構の相違によって、かなり影響をうけるようである。アムスラー型とか、長柱の試験機の場合には高くなる。これに反し、リーレ型とか、パーケージ型などは低い。また大容量、大型になるほど高くなるようである。

2 試験速度が相違する場合には、K値も影響をう

け、試験速度の増加にもなって若干低くなる。

3 K値の測定には材料の降伏点の挙動が影響をおよぼすことが大きい。そのため材料の選定にあたっては、格別の吟味が必要である。

本実験の結果では、いずれの試験機もK値は、とくに降伏荷重が低くない限り、 $1 \sim 1.5 \times 10^{-3} \text{mm/kg}$ 程度の値であり、これをISOの規格と対応させてみると、4号試験片程度の速度で試験すれば、ISOに定める引張歪速度 0.1/min 以内に適合すると認められた。

終りにのみ、本実験に多大の御援助と指導をいただいた金属材料技術研究所上田技官に深く感謝します。

文 献

- 1) J I S B 7771 (1968)
- 2) I S O T C 17 (1968)

軟鋼の機械的性質 (その2)

バルバの法則に関する一実験

I 結 言

軟鋼の機械的性質の中で伸び率は標点距離のとり方によって非常に大きな差がでる。

したがって試験片形状と標点距離の関係を指定しなければ伸び率の意味はまったくなくなってくる。この伸び率の差は試験片にできるくびれ(局部伸び)に原因があり、この問題に関して Barba^{1,2)}は“同一材料で幾何学的に相似形の試験片は相似形の変形をなし、同一の伸び率を与える。したがって丸棒試験片では標点距離 l_0 と直径 d との比を一定にとれば同一材料で同一の伸び率が得られる”と述べている。Unwin はこれを拡張して“丸棒以外の試験片でもその断面積の平方根 \sqrt{A} と標点距離 l_0 との比を一定にとれば、同一材料では実際上一定値の伸び率が得られる”と述べている。

全伸び λ は、一般伸び λ_0 と局部伸び λ_L の和であるが、一般伸びが標点距離 l_0 に比例し、局部伸びは断面積の平方根 \sqrt{A} に比例すると考えられるから、伸び率を δ とすると

$$\lambda = \lambda_0 + \lambda_L = \alpha l_0 + \beta \sqrt{A} \quad (1)$$

$$\delta = \lambda / l_0 \times 100 = (\alpha + \beta \sqrt{A} / l_0) \times 100\% \quad (2)$$

となり、ここで、 α 、 β は材料によって決まる定数で、Barba の定数といわれるものである。

よって、JIS Z2201 では、たとえば4号試験片では、 $l_0 / \sqrt{A} = 4$ 、6号試験片では $l_0 / \sqrt{A} = 8$ と定めて同一材料で同一伸び率を得るように標点距離が決めている。

本実験では JIS Z2201 に規定された試験片で伸び率の測定ができないうちに、伸び率を推定するために(2)式の定数 α 、 β を軟鋼について求めてみた。

また断面積と機械的性質の関係も求めた。

II 実験方法

1. 試験片

試験材料として板厚 3.2mm の SM41 を使用した。試験片は引張方向が圧延方向と一致するようにし鋼板の両端 100mm を除き採取した。化学成分は表1に示すとおりである。

表1 化学成分(%)

C	Si	Mn	P	S
0.10	0.16	0.37	0.025	0.019

試験片形状は5号試験片を基準として $l_0 = 50$ mm で一定とし試験片の巾を変えることによって断面積を変化させた。これを図1および表2に示す。

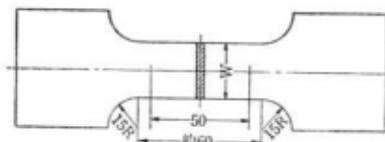


図1 試験片形状

表2 試験片の巾Wの値

No.	1	2	3	4	5	6	7	8	9
W (mm)	10	15	20	25	30	35	40	45	50

2. 実験方法

標点距離は標点分割器により 5mm 等間隔に分割しておいて、破断位置Bの場合は JIS Z2241 により破断伸びの修正をおこなった。伸びの測定は万能投影器により行ない、引張試験はリーレ型50t 万能試験機(東京衝機製)を使用した。

III 実験結果と考察

伸び率の測定結果を表3および図2に示す。ここで N_i は測定した試験片枚数で $\bar{\delta}_i$ は伸び率の相対平均値である。

表3の結果より Barba の定数 α 、 β を平均法によって求めてみると、 $\alpha = 0.2408$ 、 $\beta = 0.8559$ で

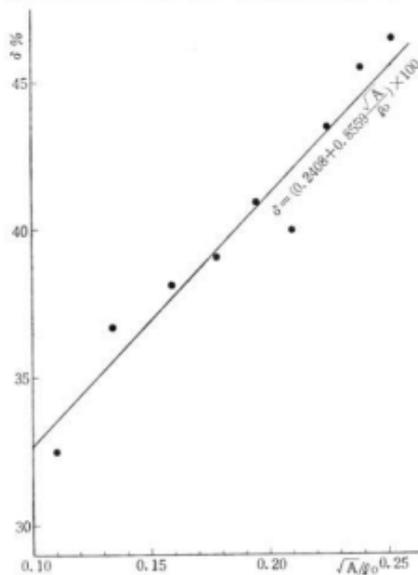
$$\delta = (0.2408 + 0.8559 / \sqrt{A} / l_0) \times 100\% \quad (3)$$

となる。

そこで試験片の巾 ($W = 25$ mm) を一定とし標点距離

表3 伸び率測定値

No.	Ni	$\bar{\delta}_i$	No.	Ni	$\bar{\delta}_i$
1	5	32.47	6	5	40.01
2	5	36.66	7	5	43.48
3	5	38.09	8	5	45.54
4	5	39.12	9	5	46.48
5	5	40.87			

図2 \sqrt{A}/l_0 と伸び率の関係

を種々変えて実験した結果と(3)式の計算結果を表4に示す。

表4 実測値と計算値の比較

l_0	40	60	80	100	150	200
\sqrt{A}/l_0	0.219	0.146	0.109	0.0875	0.0587	0.0440
実測値	42.5	37.4	33.4	30.5	26.7	25.3
計算値	42.6	36.6	33.4	31.6	29.1	27.8
差	+0.1	-0.8	0	+1.1	+2.4	+2.5

この結果から $l_0=40\sim 100$ の間では実験式による計算値と実測値は比較的良くあっているようである。これは実験式が $\sqrt{A}/l_0=0.11\sim 0.25$ の値をもって推定し

たことによると思われる。

断面積を変化させたときの、その引張強さ σ_a 、上降伏点 σ_{ms} 、下降伏点 σ_{sl} を図3に示す。

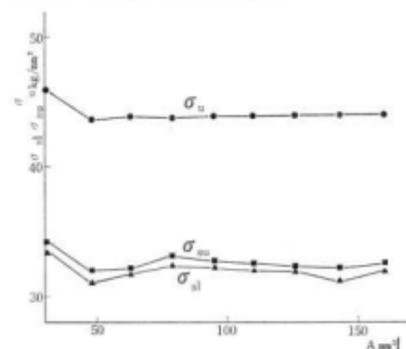


図3 断面積による機械的性質の変化

試験片の断面積 $A=30.8\text{mm}^2$ のとき若干 σ_a 、 σ_{ms} 、 σ_{sl} が高くなっているが他はほぼ一定値となっている。 σ_a 、 σ_{ms} 、 σ_{sl} が高くなっているのは切削による加工硬化によるものと思われる。

IV 結 言

Barbo の法則に関する一実験として SM41 ($t=3.2$ mm) について Barbo の定数を求めてみたが本実験では、 $\alpha=0.2408$ 、 $\beta=0.8559$ となり大体満足できる結果を得た。しかしこの実験式には限界³⁾があり

- (1) 標点が取付端に極端に近くないこと。
- (2) 標点距離が局部伸びの影響のある長さ以上であること。

の条件を満足しなければならない。

(2)の条件は(1)式、(2)式から当然うなづけることと思う。

断面積を変化させたときの引張強さ、上降伏点、下降伏点は大差なかった。

おわりに本実験をおこなうにあたり材料を提供していただいた中国工業株式会社、試験片作成、測定にあたり甚大な協力をいただいた賀谷館接所の皆様に厚く御礼申し上げます。

文 献

- 1) 鶴戸口, 他: 材料力学上 (1967), 15
- 2) 日本材料試験協会: 材料試験便覧 (1957), 104
- 3) J. M. Lessells: Strength and Resistance of Metals (1954), 22.

球状黒鉛鑄鉄に関する研究 (第2報)

球状黒鉛鑄鉄の内厚と性質との関係 (その2)

中村和清, 丸下清志

I 緒 言

前報¹⁾に引き続き球状黒鉛鑄鉄の薄肉化の観点から、薄肉のセメントナイト防止を主なねらいとして、化学成分と組織、カタサの関係、内厚と組織、カタサの関係を調べた。その結果を報告する。

II 実験方法及び試料

1. 試料

地金は釜石ダクタイル鉄1号Cと電解鉄を用いた。

その化学成分はダクタイル鉄, C 4.28, Si 1.45, Mn 0.12, P 0.082, S 0.022 電解鉄, C 0.005, Si 0.005, Mn 0.005, P 0.003, S 0.005 である。

球化剤はKC剤1号, 2号, 元滴のSi調整と接種剤は50S Fe-Siを用いた。

2. 実験方法

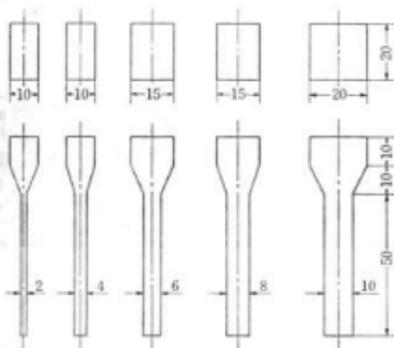


図1 鋳込み試験片

15kg溶解用高周波炉を用いて、地金5kg(ダクタイル鉄90%, 電解鉄10%)を溶解し成分調整後、光高温計読の1320°Cで出湯し、KC剤1号(1%)2号(1.25%)を添加して球状化処理を行ない、Fe-Si(50S)にて接種を行なったもの、図1に示す板状試験片に縦鋳込みとし

た。

注、KC剤2号は1.25%でKC剤1号1.0%の球状化能に匹敵するため1.25%とした。

試験片は下面より25mmのところを切断し、切断面について、ロックウェルカタサ、(H_{RC}, H_{RB})、顕微鏡組織を調べた。

III 実験結果

1. 球状化と組織

化学成分を表1に、内厚と顕微鏡組織の関係を写真1写真2に示す。

表1 化学成分

KC 剤	目標 Si %	C分析値%	Si分析値%
1 号	2.0	3.62	1.78
	2.5	3.70	2.32
	3.0	3.65	2.93
2 号	2.0	3.51	2.01
	2.5	3.54	2.38
	3.0	3.57	2.98

前報では湯の処理量が1.5kgと少なく、1.5%~2.5%と多量のKC剤添加でも球状化不良であったが、この実験では5kgと処理量を多くしたため、写真1, 写真2に示すようにKC剤1%~1.25%で、処理満足できる球状化が得られた。

KC剤1号と2号との球状化率は、甲乙つけがたく、両者とも良好である。

組織は当然のことではあるが、前報でもみられたようにSi量が増加する程KC剤1号も2号もパーライトが減少し、フェライトが増加している。しかしフェライトの量はKC剤1号よりも、2号の方が全般に多く出ているような感じである。

またセメントナイトは、目標Si量2.0%ではKC剤1号2号とも多く認められるが、Si量、2.5%、3.0%では内厚2mmから径とんど認められない。

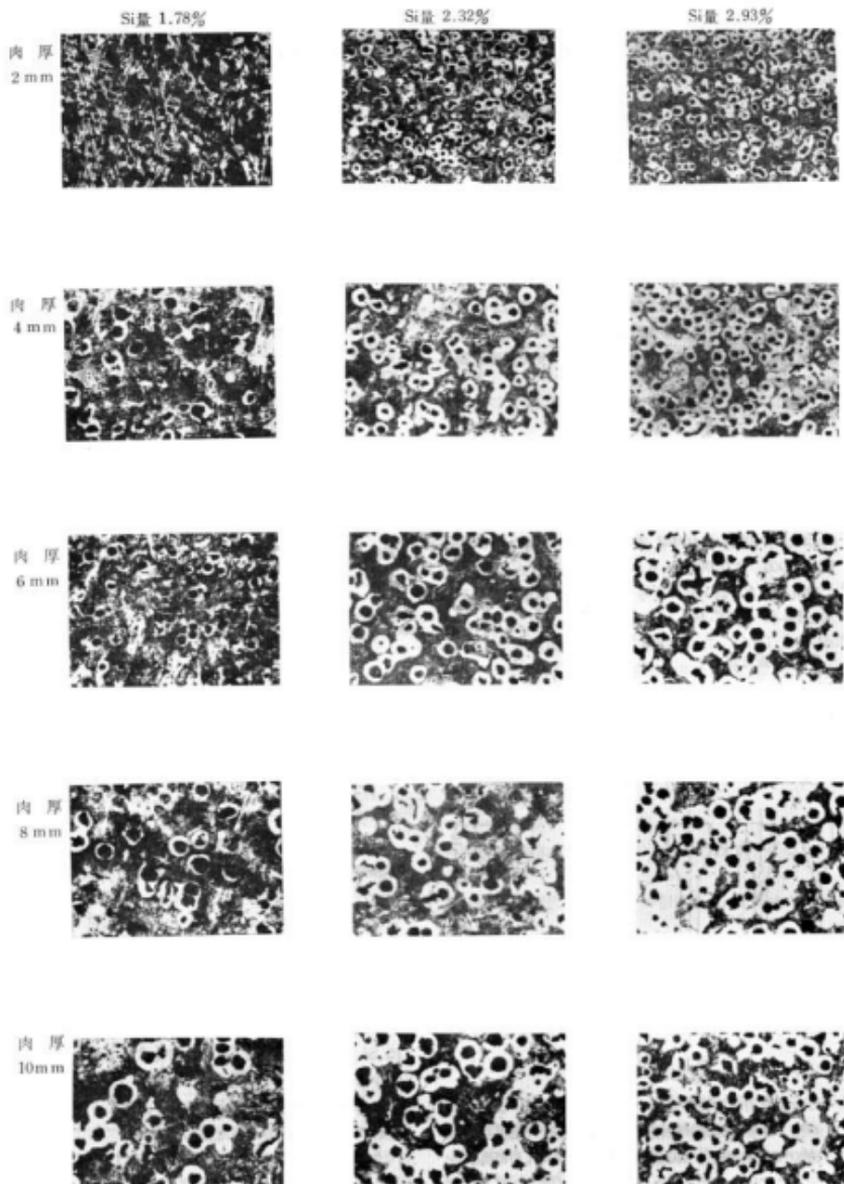


写真1 肉厚と顕微鏡写真との関係 (KC剤1号) $\times 100$

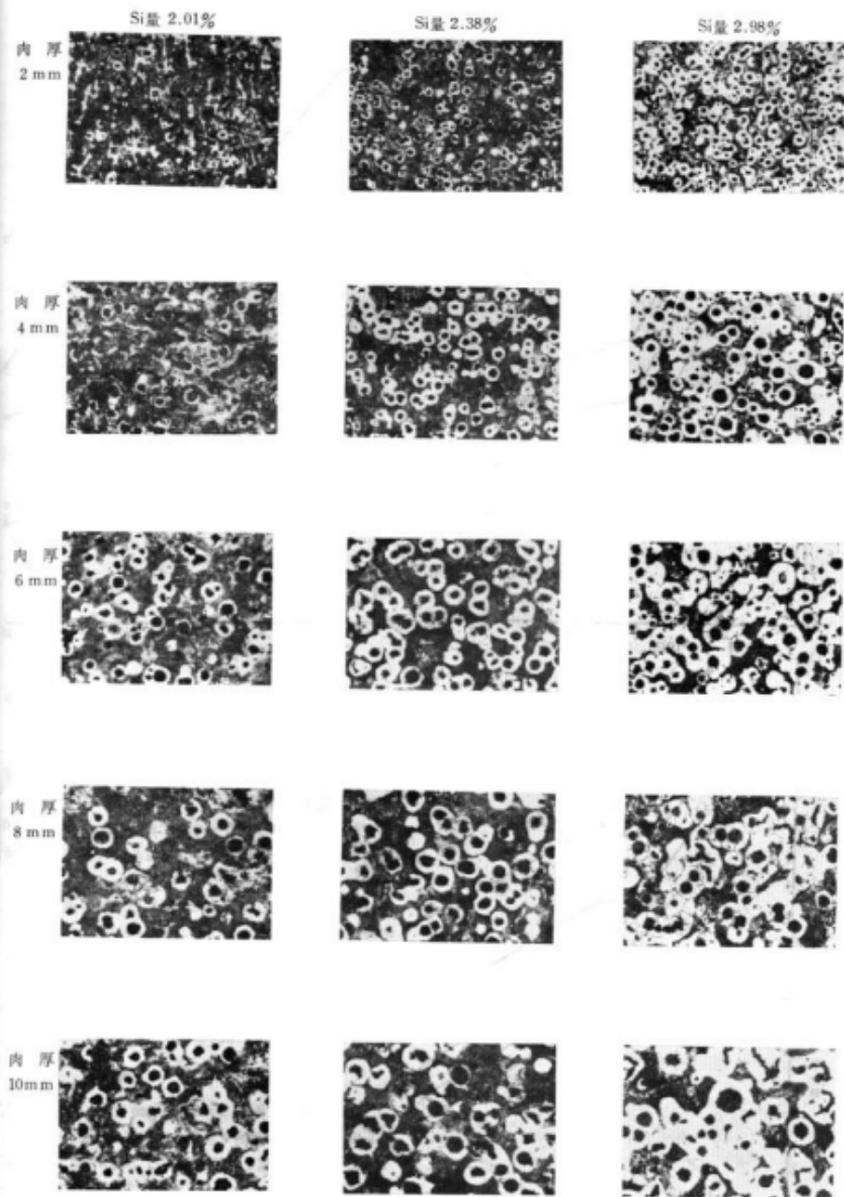


写真2 肉厚と顕微鏡写真との関係 (KC剤2号) $\times 100$

図2 Si量とカタサとの関係(KC
剤1号)

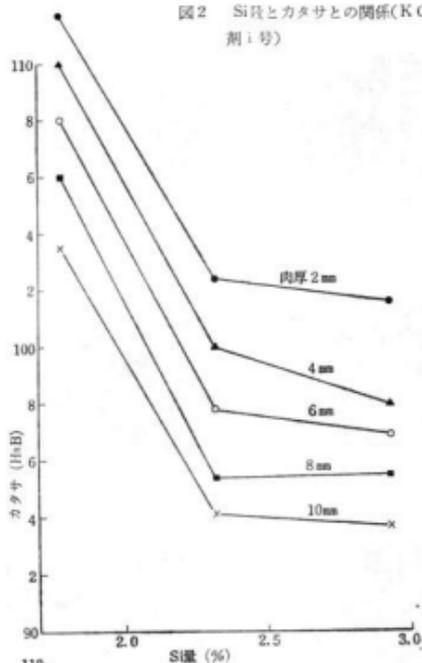


図3 Si量とカタサとの関係
(KC剤2号)

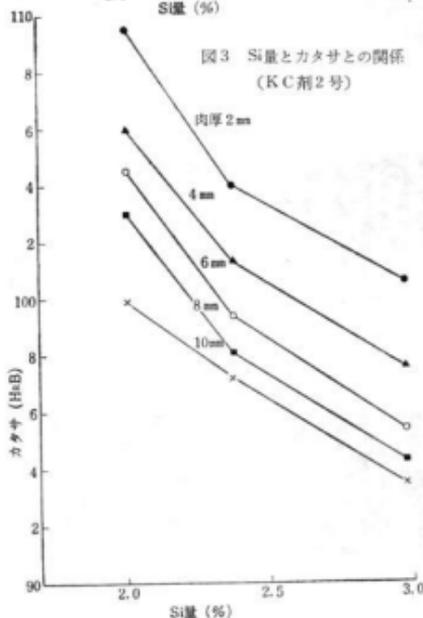
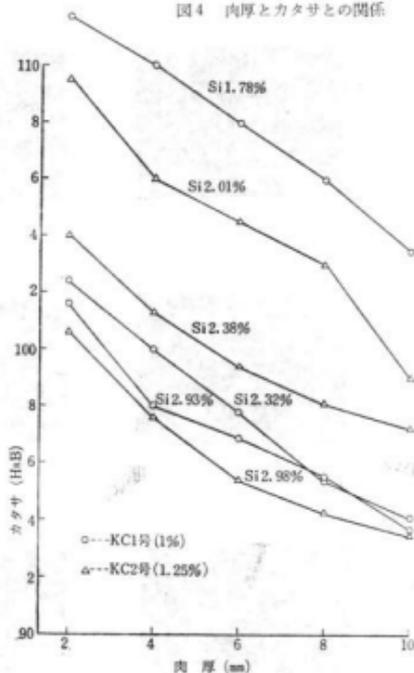


図4 肉厚とカタサとの関係



セメント量は、KC剤1号と2号とを比較した場合1号の方が多少多く認められる。

2. カタサ

カタサとSi量の関係を 図2、図3に、カタサと肉厚の関係を 図4に示す。

カタサは主にロックウェルBで測定したが、Si量2.0%の2試料については、ロックウェルCで測定しBに換算したものである。

前報の実験では、カタサについてはバラツキが大きく明白な結果が得られなかったが、今回の実験では 図2、図3に示すようにSi量増加とともに、カタサの低下しているのが明白である。

次にカタサと肉厚の関係も 図4に示すように、肉厚が厚くなる程、カタサの低下が見られる。

IV 結 言

1. 球状化は肉厚 2mm~10mmまで、球状化剤1%~1.25%で、ほぼ満足できるものが得られた。

2. Si量2.0%と組織の関係はSi量2.0%では、KC剤1号も2号もセメントを防止することは出来なかったが、Si量2.5%、3.0%ではほとんど防止できた。

3. カタサは Si量増加とともに、また肉厚が厚くなるに従って低下が見られた。

以上のことから薄肉物の白鉄防止には、肉厚 4 mm以下では Si量2.5%以上が必要で、特に肉厚 2 mmでは3.0%程度が必要である。

また KC剤 1号と 2号では、2号の方が薄肉用としては適しているようである。

文 献

- 1) 中村、丸下、小林：本報告，No. 11 (1967)，82

鑄物砂に関する研究 (第15報)

水ガラス・粘土粘結材による耐久鑄型の研究*

世良時夫, 内藤達也

【 緒 言 】

最近の鑄物工場では、人手不足と人件費の上昇にともない、鑄物原価が高騰している。これに対処するため造型工数の低減と生産性の向上をはかる一つの手段として耐久鑄型の研究¹⁾²⁾が行なわれている。くり返し使用に耐えるためには、耐火物の種類や粒度、粘結材の種類によって大きく異なる。また造型法や産型の種類も大きく影響すると考えられる。

本報告では粘結材の影響について検討した。主に水ガラスを粘結材とした基礎的な研究と工場での使用結果について述べる。

【 実 験 方 法 】

使用した耐火物はシャモットサンド (内外窯業KK) で粒度配合は表1に示す。この配合は比較的細粒で配合

表1 シャモットサンドの配合

号	3	4	5	6	7	8
%	10	10	20	30	20	10

は一定で実験を行なった。

粘結材は本節粘土 (土岐津産)、水ガラス (トクセット) を使用し、添加物として水酸化アルミニウム (昭和電工KK) を加えた。表2に水ガラスの性質を示す。

表2 水ガラスの性質

比重 (20°C)	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	SiO ₂	Na ₂ O	モル比
53 Be	0.13%	0.008%	33.20%	14.89%	2.30

混練機は実験室用シンプソニルを使用し、粘土系の場合、粘土添加後からびき2分、水分10%を加えて10分間混練した。水ガラス系の混練はからびき0.5~1分、水ガラスを加えて5分間混練した。

試験片は28.5φ×50mmと標準試験片50φ×50mmの2種類でサンドランマで5回つき固めて作製した。

放置・残留強度、急熱膨張試験には28.5φ×50mm試験片を使用して測定した。表面安定性はSSI法で標準

試験片を使用して測定した。なお残留強度試験片について加熱前の寸法と加熱冷却後の寸法差から膨脹収縮の割合を調べた。

残留強度試験片の加熱温度と時間の関係は表3に示す

表3 試験片の加熱温度と時間の関係

温度 (°C)	200	400	600	800	1000
時間(分)	130	90	85	80	75

ように試験片中心部で均一になって1時間加熱した。中心部まで均一になる温度は宮坂³⁾の報告を参考とした。

【 実験結果と考察 】

実験 I

1. 粘土系

シャモットサンドに対して粘土20、25、30%加えて実験を行なった。その結果を図1~4に示す。

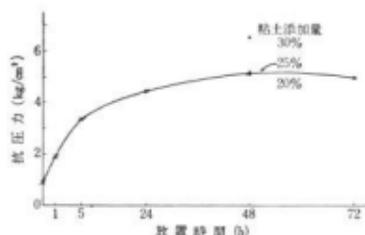


図1 粘土系砂の放置強度

図1から初期強度は優れているが24時間以後の強度はきわめて低く、粘土添加量の差もあまりみられない。

図2から残留強度は高温になるほど上昇するが、粘土添加量にはほとんど差がなく、1,000°C加熱において30kg/cm²程度で耐久鑄型として十分でないと考えられる。

図3は急熱膨張量の最高値をプロットしたものである。

* 昭和43年5月12日日本鑄物協会第74回講演大会発表

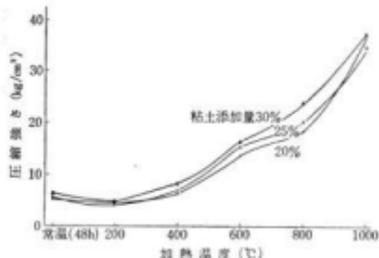


図2 粘土系砂の残留強度

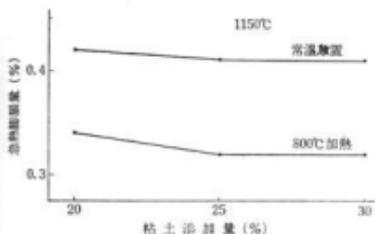


図3 粘土系砂の急熱膨張量

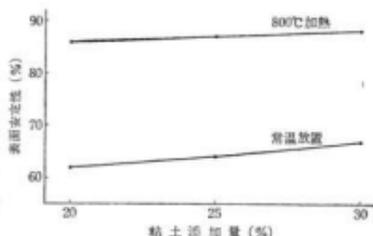


図4 粘土系砂の表面安定性

る。常温放置のものと800°Cで一度加熱した試験片の両者とも粘土添加量には、ほとんど差はない。一度加熱すると膨張量を下げることが出来る。

図4は粘土添加量と表面安定性の関係を示し、常温放置、800°C加熱の両試験片とも、粘土添加量には関係なく、加熱することにより表面安定性は向上するが、十分とはいえない。

以上から粘土系は耐久鉤型として実用困難と考えられる。

2. 水ガラス系

シャモットサンドに対して水ガラス7、10、13%添加して実験した結果を図5～9に示す。

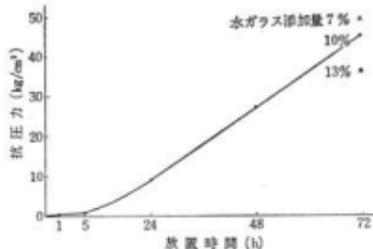


図5 水ガラス系砂の放置強度

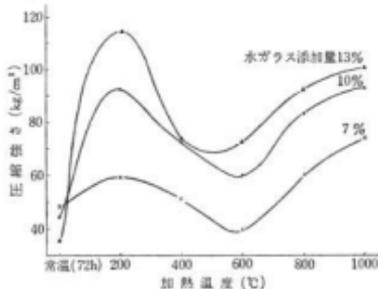


図6 水ガラス系砂の残留強度

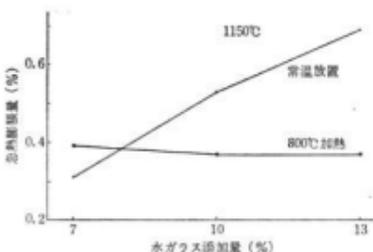


図7 水ガラス系砂の急熱膨張量

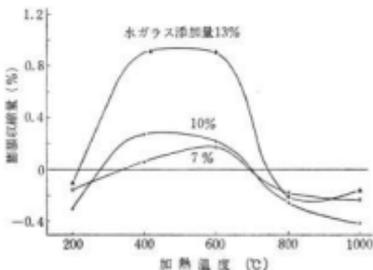


図8 水ガラス系砂の膨収収縮量

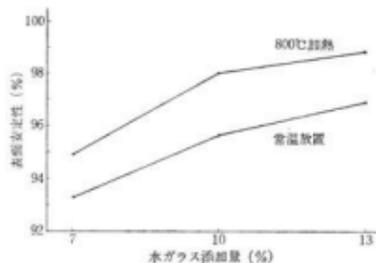


図9 水ガラス系砂の表面安定性

図5は放置時間と抗圧力の関係を示し、初期強度は十分ではないが、放置72時間では 40kg/cm^2 程度の抗圧力がある。水ガラス添加量7%の抗圧力が高くなっている。これは水ガラスの脱水反応による硬化と考えられ、反応も十分進んでいるためと考えられる。

図6は加熱温度と圧縮強さの関係で水ガラス添加量が多い程、残留強度は高くなる。加熱温度が $400, 600^\circ\text{C}$ で強度は低下するが、これはガス型砂と同様の傾向で水ガラスのブリッジが耐火物の膨張によって破壊するためと考えられる。加熱温度 200°C で残留強度にピークがあり、これは水ガラスの脱水反応が進むためと考えられる。 $800, 1,000^\circ\text{C}$ で強度の上昇は、水ガラスの溶解によるところが大きい。鋳型内で温度による強度差の少ないものが良いと考えられる。

図7は水ガラス添加量と急熱膨張量の関係で常温放置のものは水ガラス添加量が多くなると膨張量も大きくなるが、 800°C 加熱したものは、径一定となる。これから鋳型は、一度加熱することがクラック等の防止に良いと考えられる。

図8は加熱温度と膨張収縮量の関係で図6の残留強度と膨張収縮量は逆の関係にある。水ガラスの添加量は膨張側では多い程、大きな膨張量を示すが、収縮側では大きな差はない。膨張収縮は寸法精度やクラック発生の点からも小さいことが望ましい。

図9は水ガラス添加量と表面安定性の関係で、添加量の増加とともに表面安定性は向上し、 800°C 加熱のものはさらに優れている。

この実験から水ガラス添加量は10%程度が適当である。

水ガラスに水酸化アルミニウムを添加すると放置による強度上昇が早くなることが予備試験でわかった。

水ガラス10%に水酸化アルミニウムを2~10%添加して実験した結果を図10~14に示す。

図10は放置時間と抗圧力の関係で水酸化アルミニウム4~10%では24時間後で、すでに 40kg/cm^2 程度の抗圧

力となる。これはおもに水酸化アルミニウムが水ガラスの脱水を促進するためと考えられ、反応による硬化ではないように思われる。

図11は加熱温度と圧縮強さの関係で水酸化アルミニウ

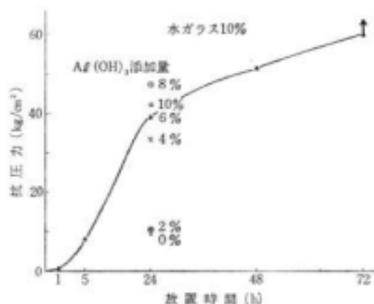


図10 水ガラス系砂の放置強度

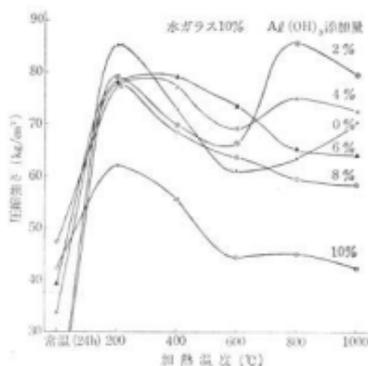


図11 水ガラス系砂の残留強度

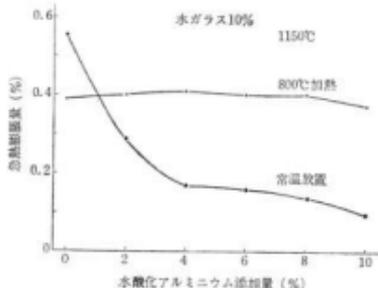


図12 水ガラス系砂の急熱膨張量

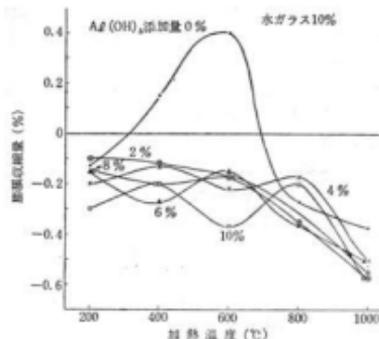


図13 水ガラス系砂の膨収縮量

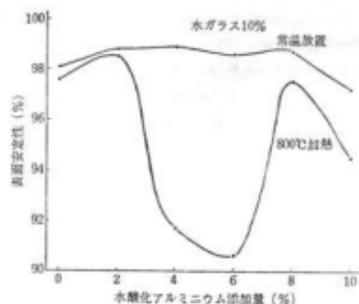


図14 水ガラス系砂の表面安定性

4%添加までは、400、600°Cで強度は低下しているが、6%添加以上では200°Cをピークにして温度上昇とともに強度は低下する傾向となる。添加量が多くなると強度も弱くなる。

水酸化アルミニウム4%位で加熱温度域での残留強度は平均化してくる。

図12は水酸化アルミニウム添加量と急熱膨脹量の関係で常温放置の試験片は、添加量が多くなると膨脹量は小さくなっていく。添加量が多くなると加熱による収縮が大きくなり、膨脹は小さくなるものと思われる。800°Cに加熱した試験片は、ほぼ一定の膨脹量を示す。

図13は加熱温度と膨脹収縮量の関係で水酸化アルミニウムを添加すると全温度域で収縮し、添加量の多い程、収縮量も大きいと判断出来る。寸法精度の点から収縮は、出来るだけ小さくすることが望ましい。

図14は水酸化アルミニウム添加量と表面安定性の関係で、常温放置のものは添加量に関係なくほぼ一定である。しかし800°C加熱したものは4~6%添加で安定性が下る傾向にある。

以上の結果から水酸化アルミニウムは、4%程度添加すると放置強度、残留強度とも良好となる。

水ガラス10%、水酸化アルミニウム4%に粘土5~15%、水分1~3%添加して前述同様の実験を行なった。その結果を図15~18に示す。

図15から放置強度は、図10の水酸化アルミニウム6%添加と大差はない。しかし粘土添加量15%では放置強度は低下している。これから粘土添加量は少ないほうが結果が良い。

図16の加熱温度と圧縮強さにおいても同様である。加

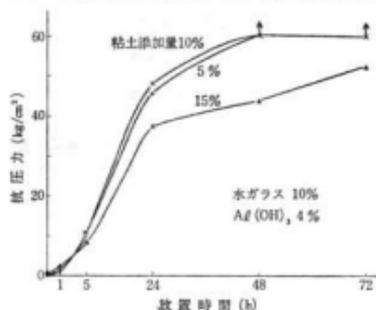


図15 水ガラス系砂の放置強度

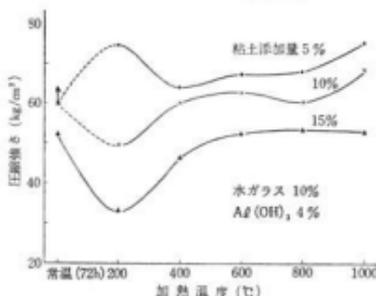


図16 水ガラス系砂の残留強度

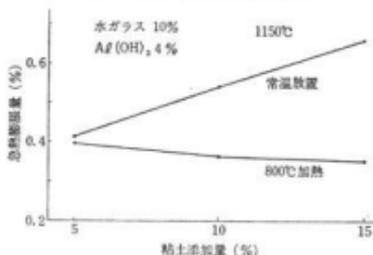


図17 水ガラス系砂の急熱膨脹量

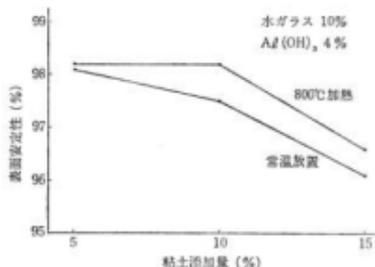


図18 水ガラス系砂の表面安定性

熱全温度域ではほぼ平均化した残留強度となり、鋳型内の応力は減少すると考えられる。

図17は粘土添加量と急熱膨張量の関係で、常温放置のものは粘土添加量が多くなると膨張量も大きくなる。800°C加熱したものは、添加量に無関係にはほぼ一定となる。

図18は粘土添加量と表面安定性の関係で常温放置、800°C加熱の両者とも同様の傾向にあり、粘土添加量が多くなる程、表面安定性は低下する。粘土添加量5%は、安定性も優れており、耐久鋳型として十分であると考えられ、成型性も良好となる。

3. 小 括

粘土系と水ガラス系の二種類の粘結材について実験した結果を要約すると次のようになる。

- 1 粘土風味のものは耐久鋳型として強度が不十分である。
- 2 水ガラス系のものは、10%程度でかなりの強度が得られる。しかし型の膨張収縮が大きい。
- 3 水ガラス10%に水酸化アルミニウム4%程度添加す

ると放置強度の上昇を早めることが出来、残留強度は加熱温度による強度差も小さくなる。また膨張収縮の差も少なくなる。

4 水ガラス10%、水酸化アルミニウム4%に粘土5%程度加えると成型性、表面安定性を向上出来る。

実験 II

1. 工場実験について

実験Iで粘結材の基本配合を調べたので、この配合でN社、T社の二工場で鋳鉄の鋳込み試験を行なった。

使用したシャモットサンドとフライアッシュの粒度分布を表4に示す。表5に示す基本配合でシンプソソミルで5~6分混練し、表面から30mm位をこの配合で、バックには普通の自硬性砂で出来るだけ硬く成型した。造型後1~2日目に乾燥炉にて約250°Cで3~4時間乾燥した。鋳型の膨張収縮があるので本実験では上型、下型のフラットな面を耐久鋳型で行ない、自硬性鋳型または生型砂との組合せで実験した。

造型はメタノール塗型で工場で使用しているもので、毎回塗型を行なって鋳込んだ。

その結果の一部を写真1~6で示す。

写真1はN社の7回使用後の型を示す。1回目で放射状の微細なクラックが発生し、4~5回からクラックは大きくなっていくようである。この型は鋳込んで翌日型ばらしを行なったものである。

写真2は写真1と同じ品物の5回使用後の型を示す。この型は、鋳込み後数時間で型ばらしを行なった結果、クラックが大きくなった。これから鋳型は出来るだけ除去することが望ましい。

写真3は写真1の型を11回使用した状態を示す。クラックが段々大きくなり、クラックの部分の造型が鋳込み時の膨張で製品にあとがつくようになる。この型は14回

表 4 シャモットサンド、フライアッシュの粒度分布

	10	14	20	28	35	48	65	100	150	200	270	PAN
シャモットサンド	0.6	6.0	19.2	20.2	16.2	11.4	8.2	6.6	3.6	2.0	tr	5.0
フライアッシュ	—	—	—	—	tr	0.6	3.4	9.8	14.2	12.0	6.8	53.0

表 5 基本配合および鋳型条件

	シャモット サンド	フライ アッシュ	水ガラス (%)	Al(OH) ₃ (%)	粘土 (%)	水分 (%)	鋳型乾 燥温度	塗 型	組 合 せ 砂	平均内厚 mm
N 社	100	—	10	4	5	1	約250°C	メタノール	自硬性砂	50~60
T 社	100	—	10	4	5	1	〃	〃	生型砂	20~30
〃	90	10	10	4	5	1	〃	〃	〃	〃

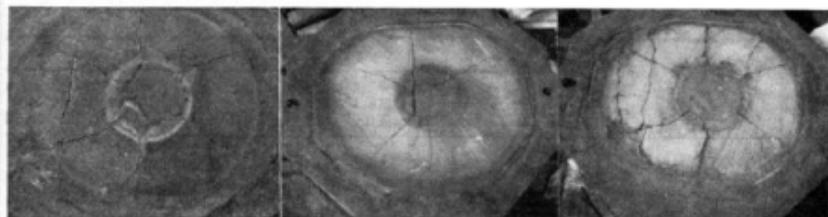


写真1

写真2

写真3



写真4

写真5

写真6

まで使用したが毎回同様で大きな変化はなかった。

写真4はT社での2回焼込後の型を示す。クラックは発生しているが小さい。この実験では焼込後2時間位で型をばらしている。

写真5は写真4のものを8回使用後の型を示す。クラックの発生が鋼枠の「さん」にそって発生している。表面から「さん」までの距離が25mm位で近すぎるためである。これから「さん」は表面から60~70mm位は必要と考えられる。

写真6は写真4、5と同じ品物で、フライアッシュを10%骨材にまぜたものの8回使用後を示す。少しフライアッシュの入っているものがクラックが小さくなっており、耐火物によってクラックの発生に影響することがわかった。

工場での焼込結果と予備試験から次のことに注意する必要がある。

造型は出来るだけ硬くつき固め、乾燥を十分に行なうこと。表面から鋼枠の「さん」までは60~70mm位あることが望ましく、型型も毎回行なうのが良い。焼込後は出来るだけ徐冷するほうがクラックの成長を防げる。現在ではくり返し10回位は可能で、シャモットサンドの層を最低50~60mm位にすることが望ましい。

2. 膨張試験について

工場実験の結果、クラックの成長を防ぐことが重要と考えられ、実験室において膨張試験機を使用して調べた。

図19は徐熱膨張試験の結果を示す。

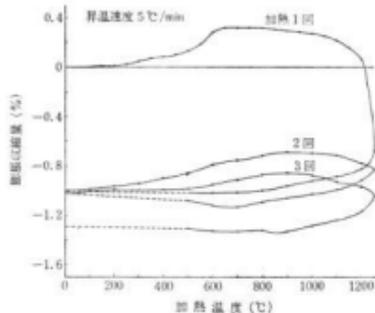


図19 徐熱膨張試験による膨張収縮量

この配合は表5のN社の配合で実験した。第1回目の加熱で最高0.3%の膨張が600°C位であり、徐々に収縮して1,200°Cで急激に収縮し、最高1,250°Cまで加熱後常温にもどした時、1%の収縮があった。2回目、3回目ではほぼ同じ傾向の膨張収縮があり少しずつ収縮していくようである。このためにクラックの成長があるものと考えられる。

次に通常使用されている自硬性の粘結材とセメントを粘結材とした急熱膨張試験の比較を行なった。その結果を表6に示す。

表 6 急熱膨脹試験結果

試料番号	粘結材	1 回 目			2 回 目			クラックの 状 態	
		膨 脹 量 (%)		15分加熱後 の試験片寸 法変化(%)	膨 脹 量 (%)		15分加熱後 の試験片寸 法変化(%)		
		最 高	15分加熱		最 高	15分加熱			
1	水ガラス	10%	0.48	0.25	0.10	0.58	0.30	-0.25	小
	Al(OH) ₃	4%							
	粘 土	5%							
2	水ガラス	10%	0.42	-0.29	-0.80	0.58	-0.55	-1.15	中
	Al(OH) ₃	1%							
	粘 土	5%							
3	水ガラス	10%	0.48	-0.67	-1.20	0.60	-0.63	-0.95	中
	粘 土	5%							
4	NVKソーダ	10%	0.45	-1.43	-2.50	0.55	-0.21	-0.80	中
	Kパウダ	5%							
5	Hプロアース	10%	0.70	-2.40	-3.45	0.60	-1.25	-1.10	大
	バインダ	6%							
	サンドアース	6%							
6	水ガラス	10%	0.88	-2.40	-3.20	0.59	-0.79	-1.35	大
	イモラックパウダ	5%							
7	セメント	15%	0.44	0.30	-0.40	0.55	0.37	-0.15	なし
	水	7%							
8	セメント	10%	0.47	-0.02	-0.70	0.49	0.17	-0.50	なし
	粘 土	5%							
	水	8%							

表6の1～8までの配合の試験片で急熱膨脹試験による最高膨脹量, 15分加熱時の膨脹量, 15分加熱後の冷却した試験片の寸法変化, クラックの発生状態を調べたものである。加熱は2回行なった。

1は基本配合で, 水ガラス系においては試験片の収縮も最も小さく, クラックも小さかった。試験片2～3で水酸化アルミニウム添加量を1%または0にした場合, 収縮が大きくなりクラックの発生も中程度になった。

試験片4～6では膨脹収縮が大きく, クラックの発生も大きくなっている。

試験片7, 8の収縮はこの試験では小さいほうである。クラックの発生状況は肉眼では観察出来なかった。したがって強度的に十分であればセメントを粘結材とした耐久鉤型も可能と考えられる。

3. 小 括

工場での鉤込み実験と膨脹試験の結果をまとめると,

1 鉤型は出来るだけ硬くつき固め, 乾燥を十分に行なうこと。

2 鉤込み後は出来るだけ徐冷するのが良く, 現在10回位の使用は可能である。

3 鉤枠の「さん」は表面から60～70mm位の距離のあることが望ましく, シャモットサンドの厚みは50～60mm位は必要である。

4 基本配合は膨脹収縮も小さいが, もっと小さくすることが望ましい。

IV 結 言

耐久鉤型の粘結材として水ガラス, 粘土系の基礎実験と工場での鉤込み実験を行なって調べた。その結果を要約すると次のようになる。

- 1 粘土単味では耐久鉤型として強度が不十分である。
- 2 水ガラス系においては水ガラス10%, 水酸化アルミニウム4%, 粘土5%, 水分1%の基本配合が, 残留強度, 膨脹収縮, 成型性, 表面安定において優れている。
- 3 鉤型は出来るだけ硬くつき固め, 乾燥を十分に行ない, 鉤込み後は出来るだけ徐冷するのが良い。
- 4 シャモットサンドの厚みは50～60mm位は必要である。
- 5 基本配合で現在10回程度の使用は可能で, 今後クラックの成長防止を考える必要がある。

文 献

- 1) 高橋, 西田: 鈎物, **36** (1964), 942
- 2) 若尾, 佐藤, 鈴木: 鈎物, **37** (1965), 374
- 3) 宮坂: 鈎物, **30** (1958), 364

鑄物砂に関する研究(第16報)

ベントナイトの性質におよぼす加熱の影響*

世 良 時 夫, 内 藤 達 也, 木 原 博

Ⅰ 緒 言

ベントナイトは山形・群馬県に多く産出し、鑄物砂粘結材として古くから使用され、ベントナイトの研究も多く報告されている。数年前から北九州で産出される日炭ベントナイトが鑄物用粘結材として販売され、広島地方でも段々と使用されるようになってきた。

ベントナイトは産地により成因、組成が異なり、その物性、鑄型の性質も著しく異なるといわれる⁽¹⁾⁽²⁾⁽³⁾。

筆者らは、市販されている日炭ベントナイトの阿蘇(325メッシュ)、霧島(250メッシュ)と豊順ベントナイトの徳高(325メッシュ)、赤城(250メッシュ)とを取上げて、100~600°Cの加熱処理が各ベントナイトの特性、鑄型砂の強度におよぼす影響、またはその関連性について検討したのでその結果について報告する。

Ⅱ 実験方法

まず供試ベントナイトの性質は化学組成、X線回折、示差熱分析、熱天秤、水分、篩分残渣、PHを試験した。

供試ベントナイトの加熱処理は電気炉を使用して100~600°Cまで100°C間隔で各6時間加熱保持したのち冷却した。

加熱処理したベントナイトの特性については膨潤度

(A, C, C法)、比積度、かさ比重を測定した。

加熱処理したベントナイトを粘結材とした鑄型砂については凝態抗圧力、乾態抗圧力を測定した。

供試坭砂は黒井坭砂で粒度分布を表1に示す。

配合は坭砂に対してベントナイト6%、添加水分4%で実験室用リンボンミルで15分間混練して供試砂とした。

Ⅲ 実験結果と考察

1. 供試ベントナイトの性質

(1) 化学組成について

表2に供試ベントナイトの化学組成を示す。日炭系と豊順系との大きな相違はSiO₂、Al₂O₃である。その他の成分は日炭系が多く、lg lossにはほとんど差がない。ホダカはMgO、CaOが特に少なく、日炭系はFe₂O₃が多く含まれている。

(2) X線回折について

図1に供試ベントナイトのX線回折図を示す。日炭系はモンモリロナイトを主成分にα石英、長石が混入している。豊順系はモンモリロナイトを主成分にαクリストバライト、長石が混入している。モンモリロナイトの(001)面の面間隔はアソ15Å、キリシマ14Å、ホダカ12Å、アカギ15Åである。日炭系はモンモリロナイトのピークが幅広く広がっているが、これは面間隔の少し異なった

表1 供試坭砂の粒度分布

メッシュ	20	28	35	48	65	100	150	200	270	PAN	粘土分
%	tr	0.3	2.4	10.6	37.0	43.6	4.8	0.5	tr	0.2	0.2

表2 供試ベントナイトの化学組成

	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	MgO	CaO	Na ₂ O	K ₂ O	lg loss
アソ	62.42	19.99	4.82	1.76	1.56	2.24	0.52	5.53
キリシマ	63.77	19.57	5.22	1.23	1.76	2.90	0.48	5.39
ホダカ	76.44	13.77	1.36	0.99	0.94	1.23	0.36	5.51
アカギ	71.88	13.13	1.69	1.45	2.40	1.37	0.31	5.65

* 昭和43年12月7日、日本鑄物協会中国四国支部研究発表会発表

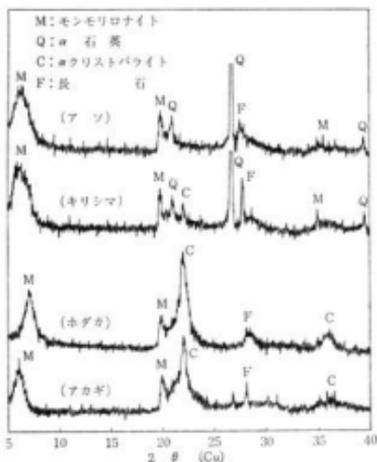


図1 X線回折図

ものがあるためと考えられる。

(3) 示差熱分析曲線について

図2に示差熱分析曲線を示す。試料の加熱速度は、 $10^{\circ}\text{C}/\text{min}$ で行なった。供試ベントナイトはいずれも第1の吸熱反応が $140\sim 150^{\circ}\text{C}$ と 180°C の二重のピークでおもに吸着水の脱水を示す。第2の吸熱反応は $730\sim 740^{\circ}\text{C}$ にピークがあり層間水、結合水の消失を示す。豊順系は $490\sim 500^{\circ}\text{C}$ に発熱ピークがあり、これは黄鉄鉱によるもの⁹⁾と考えられるが、X線回折ではほとんど認

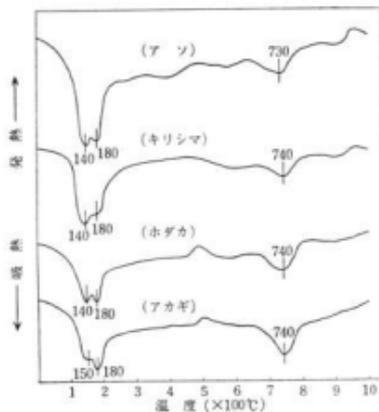


図2 示差熱分析曲線

められなかった。この結果から供試ベントナイトの吸熱反応温度には差がない。

(4) 熱天秤について

試料 300mg をとり加熱速度 $10^{\circ}\text{C}/\text{min}$ で測定した結果を図3に示す。加熱減量曲線はほぼ同じ傾向にあるが、屈曲点をみると、第1の屈曲点はいずれも $110\sim 120^{\circ}\text{C}$ である。これはおもに吸着水の脱水による減量である。第2の屈曲点はホダカは 510°C 、他のベントナイトは $420\sim 430^{\circ}\text{C}$ と 100°C 近い差がある。ほぼこの温度から層間水、結合水の消失が始まる⁹⁾のではないかと考えられる。第3の屈曲点はいずれも $690\sim 720^{\circ}\text{C}$ にあり、この温度で層間水、結合水の消失が終るものと考えられる。また熱天秤減量の結果ではキリシマが他のベントナイトより減量がいくらも多くなっている。

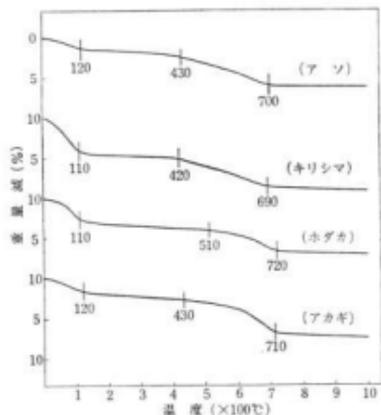


図3 熱天秤減量曲線

(5) その他の性質について

その他の諸性質を表3に示す。 100°C で乾燥した水分は日炭系が $3\sim 4\%$ 多い。縮分残渣 (270メッシュ残渣) はメーカーで表示している 325メッシュと 250メッシュでは残渣に大きな差があり粒度は大きく違っている。PH測定結果は両ベントナイト系ともに差はない。各ベントナイトの差異を要約して表4に示す。

表3 供試ベントナイトの諸性質

	水分 (%)	縮分残渣 (%)	PH	備考
アソ	10.4	2.2	10.0	325メッシュ
キリシマ	10.8	29.9	10.1	250メッシュ
ホダカ	7.3	0.2	10.1	325メッシュ
アカギ	6.8	23.8	10.0	250メッシュ

表4 供試ベントナイトの諸性質の相違

	SiO ₂ (%)	Al ₂ O ₃ (%)	SiO ₂ の 変態	Md(Å)	熱天秤第2屈 曲点温度(°C)	水分%	膨分残渣(%)
ア ソ	62.43	19.99	α 石英	15	430	10.4	2.2
キ リ シ マ	63.77	19.57	α	14	420	10.8	29.9
ホ ダ カ	76.44	13.77	αクリスト パライト	12	510	7.3	0.2
ア カ ギ	71.88	13.13	α	15	430	6.8	23.8

2. ベントナイトの特性におよぼす加熱の影響

(1) 膨潤度について

図4に加熱処理したベントナイトの膨潤度(A. C. C法)を示す。日炭系の膨潤度は豊順系の膨潤度の約1/2位でキリシマは最も低い。加熱温度の影響を見ると、400°Cまでは膨潤度にほとんど変化はないが、400°Cをこえると急激に低下し、600°Cではほとんど差がなくなる。粒度の違いは同産地系でみると325メッシュのものが膨潤度が高い。ベントナイトの膨潤はモンモリロナイト粒子の水を吸収する量によって異なるといわれ¹⁾、日炭系と豊順系では大きな差がある。

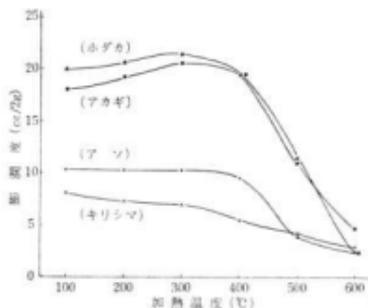


図4 加熱温度と膨潤度

(2) 比粘度について

図5に加熱処理したベントナイトの比粘度を示す。日炭系、豊順系には、比粘度に大きな差があり膨潤度と同様の傾向がある。同産地系では325メッシュのものが比粘度は高く、加熱による影響は300°Cまではほとんど変化はないが、300°Cをこえると比粘度は低下し、600°Cではほとんど差がなくなる。

粘度はモンモリロナイト粒子が水を含む容積の函数であるといわれ¹⁾、日炭系と豊順系では大きな差がある。

(3) カサ比重について

図6に加熱処理したベントナイトのカサ比重を示す。カサ比重はホダカが最も小さくキリシマは2倍位である。粒度も大きく影響し、325メッシュのものがカサ比重は小さい。加熱による影響はほとんどない。カサ比重の

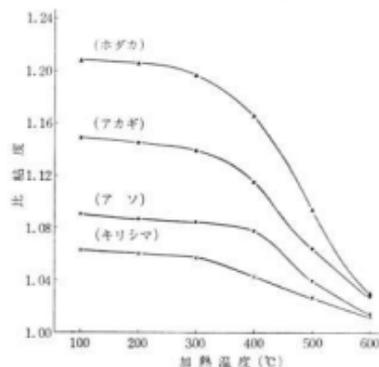


図5 加熱温度と比粘度

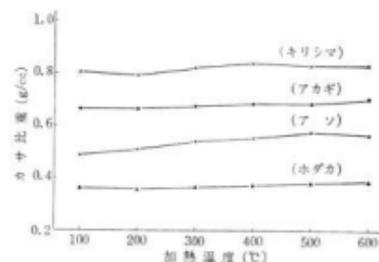


図6 加熱温度とカサ比重

違いは容器による計量に当っては十分注意する必要があることを示すものである。

3. 鑄型砂の強度におよぼすベントナイトの加熱の影響

(1) 湿態抗圧力について

図7に加熱処理したベントナイトと湿態抗圧力の関係を示す。100°Cでは各ベントナイトの間には大差はない。加熱温度の上昇による抗圧力の低下は、同産地系のなかでは粒度の250メッシュのものの方が、また系列では日炭系の方が急激で、特に600°Cで両系の差は明らかである。ホダカは他のベントナイトが300~400°Cをこえると明らかに低下を示しているのに対して、500°C

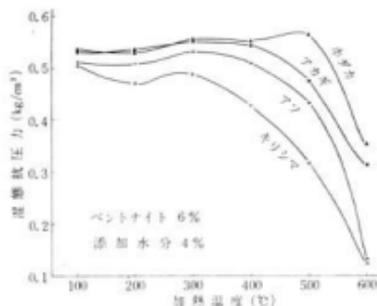


図7 加熱温度と湿態抗圧力

まで低下を示さず、これは熱天件の第2の屈曲点温度の違いと一致する。

(2) 乾態抗圧力について

図8に加熱処理したベントナイトと乾態抗圧力の関係を示す。

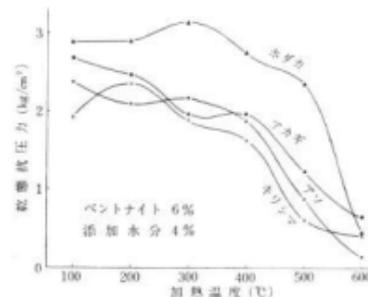


図8 加熱温度と乾態抗圧力

ホダカは500°C以下の温度域で他のベントナイトより高い抗圧力を示しているが、600°Cではすべて大差はなくなる。アソ、キリシマ、アカギにおいては大きな差はない。加熱処理温度が400°Cをこえると抗圧力の低下は著しい。

乾態抗圧力の変化についても湿態抗圧力と同様、熱天

表5 100°C加熱したベントナイトの特性、鈎型砂強度

		かさ比重(g/cc)	膨潤度(cc/2g)	比粘度	湿態抗圧力(kg/cm ²)	乾態抗圧力(kg/cm ²)
ア	ソ	0.49	10.3	1.09	0.51	2.38
キ	リシマ	0.81	8.0	1.06	0.50	1.92
ホ	ダカ	0.36	20.0	1.21	0.54	2.89
ア	カギ	0.66	18.0	1.15	0.53	2.69

件の第2の屈曲点温度との関連性が認められ、ベントナイトの加熱処理温度の上昇による湿・乾態抗圧力の低下は層間水、結合水の消失の始まりと関連すると推定される。

100°Cで加熱したベントナイトの特性および鈎型砂強度の関係を表5に示す。

4. 加熱したベントナイトの特性、鈎型砂の強度の相関
加熱したベントナイトの特性どおし、および鈎型砂の強度との間には、ある程度の相関関係は認められるが決定的なものは見出せなかった。ここでは膨潤度と比粘度、比粘度と湿態抗圧力の関係について述べる。

(1) 膨潤度と比粘度の関係

図9に示すようにベントナイトの種類とは無関係にほぼ直線関係にある。

ベントナイトは加熱温度が400°Cをこえると、膨潤度、比粘度ともに低下する。両者ともベントナイトの特性を示すが、本実験では比粘度の測定がバラツキが少ないうである。

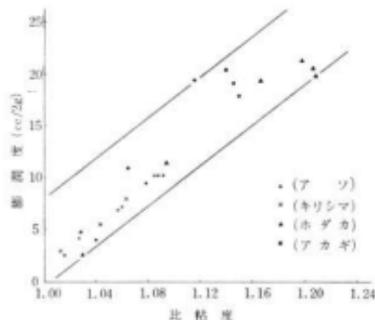


図9 膨潤度と比粘度の関係

(2) 比粘度と湿態抗圧力の関係

図10に示すような曲線関係となる。

比粘度が約1.08以上では抗圧力はほぼ一定であり、比粘度が約1.08以下になると抗圧力も低下するゆるやかな曲線となる。

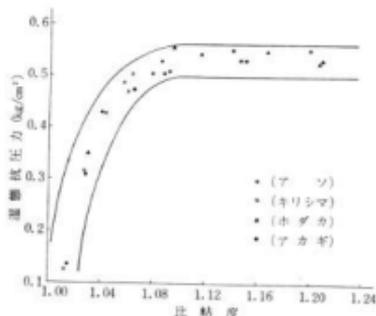


図10 比湿度と乾燥抵抗圧力の関係

Ⅳ 結 言

日炭系と豊順系とのベントナイトについてその性質、加熱がベントナイトの特性、および鈎型砂の強度におよぼす影響を調べた。

1) 日炭系ベントナイトと豊順系ベントナイトとは膨潤度、比粘度、かさ比重に大きな差があるが、100°Cで加熱処理したものの乾燥抵抗圧力には大差がない。

2) 膨潤度、比粘度はほぼ直線関係にあり、加熱温度が

400°Cをこえると急激に低下し、600°Cでは試料による差はほとんど認められなくなる。

3) 加熱による粘結力の低下は日炭系ベントナイトが大きい。特に豊順ホダカは低下がゆるやかである。このことは鈎型砂のベントナイトの補給に当っては考慮すべきことである。

4) 粒度は同系では250メッシュより325メッシュのものがベントナイトの特性、鈎型砂の強度において優れている。

5) 加熱によりベントナイトの粘結力の低下する温度は熱天秤の第2屈曲点温度によってほぼ知ることができ、膨潤度、比粘度からも知ることができる。

文 献

- 1) 二木：名工試報告，7 (1958)，752。
- 2) 錦織：鈎物，34 (1962)，644。
- 3) 日本鈎物協会鈎物砂部会：鈎物用粘土，ベントナイト，(1961)，31。
- 4) 若尾，佐藤：名工試報告，15 (1966)，370。
- 5) 粘土ハンドブック編集委員会：粘土ハンドブック，(1967)，36。
- 6) 粘土研究会：粘土科学の進歩(3)，(1961)，294。
- 7) 山内：窯業の研究II，(1961)，180。

自硬性鋳型に関する研究 (第1報)

珪酸ソーダ系自硬性鋳型砂への混練条件と砂中水分の影響

丸 下 清 志, 原 信 彦, 世 良 時 夫

【 結 言 】

自硬性鋳型とは、成型された鋳型が室温のもとで速やかに自然硬化する事を特長としている鋳型である。

自硬性鋳型には、鋳型として当然具備すべき諸性質を備えた自硬性を有するとともに、硬化反応が粘結材に硬化材を加えた時点で始まる為、砂の混練中に硬化してしまふようでは成型作業がいつて行けないので、作業に適した自硬速度を有する事が必要である。

本報告は、珪酸ソーダを粘結材に用い、硬化材として珪酸塩を使用した自硬性鋳型において、自硬性に影響を与えると考えられる混練条件については、化学用万能攪拌機を用いて混練速度、時間を変え、砂中水分については水分量を変化させて下記の事項について比較検討したものである。

放置による圧縮強サの変化

放置による表面安定性の変化

放置による残留水分の変化

【 実験方法と考察 】

試験片は、黒井珪砂に珪酸塩を4% (重量比) 加え、所定の混練速度にて30秒攪拌したのち、珪酸ソーダ6% (重量比) を添加し、所定時間混練した砂を用い、これを試験片つき固め機で3回つき固めて50mmφ×50mmに成型して作製し室温にて放置した。

圧縮強サの試験は、圧縮速度をポストの上昇 25mm/min として測定した。

表面安定性の試験は、試験片を作製して所定時間経過後、とう写板ヤスリの上に端面を接して乗せ、10柱復させて減量を測定した¹⁾。

残留水分の試験は、試験片を作製して所定時間経過後、試験片を秤量し、最後に100°C乾燥炉中にて2時間保持して減量を測定、水分量を計算した。

使用した黒井珪砂の粒度分布は表1に示す。又珪酸ソーダ、珪酸塩はN社製にて表2、表3に示すとおりである。

表1 黒井珪砂の粒度分布

メッシュ	28	35	48	65	100	150	200	270	フルイト	粘土分
%	0.3	2.4	10.6	37.0	43.6	4.8	0.5	tr	0.2	0.2

表2 珪酸ソーダ

Na ₂ O %	SiO ₂ %	水分%	モル比	比重 (Be) _{20°}
11.85	32.05	56.1	2.7	47.5

表3 珪酸塩の化学成分

化学成分	CaO	SiO ₂	MgO	Al ₂ O ₃	FeO	Cr ₂ O ₃
%	47.7	27.3	10.7	8.1	0.8	4.6

なお、混練に用いた化学用万能攪拌機は、品川工業所製であり、能力は表4に示すとおりである。

表4 化学用万能攪拌機仕様

容 量 l	復拌具	変速数	回 転 数 r.p.m	
			自 転	公 転
全量	常量	フック 2本	無段	45~245 30~159
23.6	16			

【 実験結果 】

1. 実験1、混練条件の影響について

混練速度、時間の組み合わせは、表5に示すとおりである。試験片は室温 20~15°C で放置した。

(1) 放置による圧縮強サの変化

表5によって、放置による圧縮強サの変化を調べた結果は図1に示すとおりである。

混練時間1分では、圧縮強サはC>B>Aであるが、全般的に強度が低く2時間後でも十分な強度に達しない。これは混練不足によるものと認められる。

3分では、同様C>B>Aであるが、1分に比べて全般的に強度が高くなっている。

5分では、2時間後を除いてA>B>Cとなっており

り、特にA-5の上昇率の大きいのがめだっている。

次にAおよびBグループでは、混練時間が長くなるほど強度が上昇しているのに対し、C-5はC-3よりも低下しているのが注目される。これは高速、長時間のため、混練中に硬化反応が進行し、成型後の強度がでにくくなった事を示すので混練過度である。またB-5は6時間後に20kg/cm²に達しているが、その後の強度が認められない点、幾分混練過度と言えそうである。

(2) 放置による表面安定性の変化

表5によって、放置による表面安定性の変化を調べた結果は表6に示すとおりである。

いずれの試験片も剥落量は、放置時間の経過につれて強度が上昇するとともに減少、すなわち表面安定性は増

表5 混練速度と時間

試料番号	混練速度 r.p.m.		混練時間 min
	自転数	公転数	
A-1	105	45	1
A-3	"	"	3
A-5	"	"	5
B-1	135	69	1
B-3	"	"	3
B-5	"	"	5
C-1	195	85	1
C-3	"	"	3
C-5	"	"	5

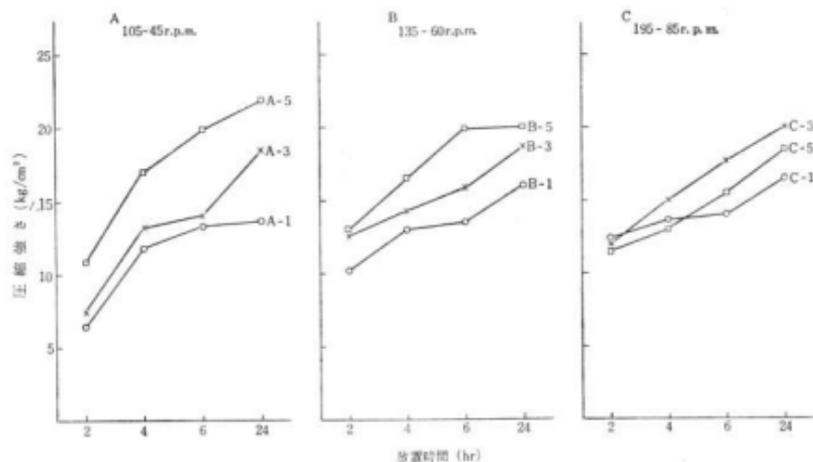


図1 放置による圧縮強サの変化

している。しかし混練不足で強度のあまり上昇しないものは安定性の向上も低い。またC-5の安定性が低いのは特に注目され、6時間以後に強度上昇が認められないB-5では、安定性の向上も停止しているのが興味深く、これらは混練過度の影響と認められる。

(3) 放置による残留水分の変化

表5によって、放置による残留水分の変化を調べた結果は表7に示すとおりである。

全般的に時間の経過とともに減少し、24時間後にはおおよそ2%程度となっている。

混練条件の影響はほとんど認められないようである。

2. 実験2. 砂中水分の影響について

砂中水分として、硬化材添加前に黒井埴砂100に対し水を0, 1, 2, 3, 4%ずつ加え、各々1分攪拌して

変化させた。混練条件は、実験1で自硬性の高かったA

表6 放置による表面安定性の変化

試料番号	剥落量 gr			
	2hr	4hr	6hr	24hr
A-1	2.7	1.9	1.6	1.3
A-3	2.6	1.8	1.4	1.0
A-5	2.3	1.8	1.7	0.8
B-1	2.2	2.0	1.8	1.4
B-3	2.4	1.9	1.4	1.0
B-5	2.7	2.0	1.6	1.5
C-1	2.2	2.0	1.7	1.2
C-3	2.0	1.8	1.5	0.8
C-5	3.0	2.5	2.6	2.0

表7 放置による残留水分の変化

試料番号	水分%			
	2hr	4hr	6hr	24hr
A-1	2.6	2.5	2.3	2.1
A-3	2.6	2.5	2.3	2.1
A-5	2.6	2.5	2.3	2.1
B-1	2.5	2.4	2.2	1.9
B-3	2.4	2.3	2.1	1.9
B-5	2.5	2.4	2.4	2.0
C-1	2.5	2.4	2.2	1.9
C-3	2.5	2.4	2.3	2.0
C-5	2.5	2.4	2.3	2.0

—5により、試験片は室温10~18°Cで放置した。

(1) 放置による圧縮強サの変化

図2は、放置による圧縮強サの変化の状況を示す。

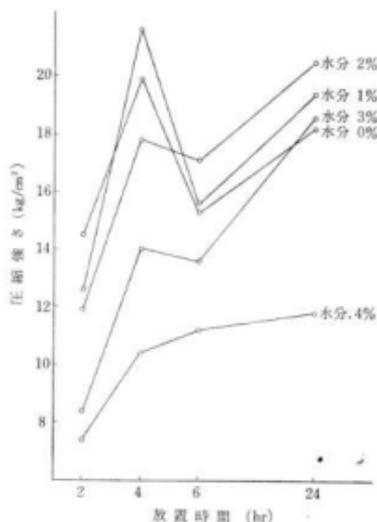


図2 放置による圧縮強サの変化

放置2時間で最高の圧縮強サを示したのは、砂中水分0%であり、水分の多いものほど強度が低くなっている。4時間では、いずれの試験片も強度が上昇しているが、6時間では、砂中水分0%を除き強度が下降しており、特に砂中水分、0.1%のもの低下が著しい。24時間では、再び強度が上昇しているが、砂中水分、0.1%は4時間の時の強度まで回復していない。

砂中水分4%では、常に他の水分量のものよりも低い

強度を示している。

(2) 放置による表面安定性の変化

図3は、放置による表面安定性の変化の状況を示す。

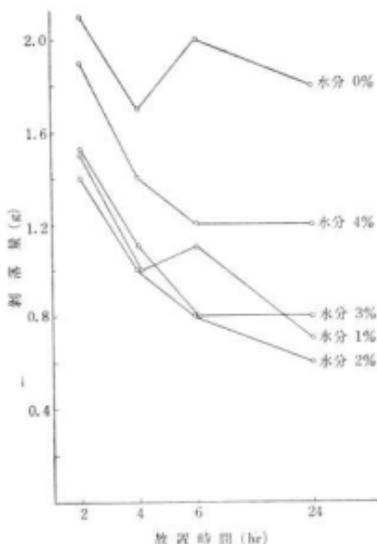


図3 放置による表面安定性の変化

別落量は、放置時間の経過につれて強度が上昇するとともに減少、すなわち表面安定性が増加している。しかし放置6時間で、4時間の時より圧縮強サが大きく低下した。砂中水分0.1%のものは表面安定性も同様に低下を示した。

砂中に水分を添加したものは、常に無添加のものより安定性が高く、強度の低い砂中水分4%でさえ、無添加に比べて表面安定性が高くなっている。

(3) 放置による残留水分の変化

図4は、放置による残留水分の変化の状況を示す。

全般的に時間の経過とともに、残留水分は変化しているがその割合は小さく、砂中水分の高いものほど残留水分の高い傾向は変わらず、砂中水分0%の水率まで、残留水分が低下したのは砂中水分1%だけである。

IV 結 言

混練条件について、一般に自硬性型型砂の混練は、高速混練機による方が良いとされている。本実験の結果、自硬性の高い混練条件はA-5であり、実験に用いた化学用万能復練機は比較的高速回転であるが、最低回転数

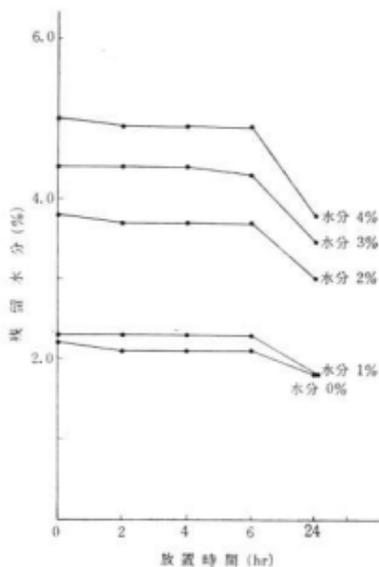


図4 放置による残留水分の変化

でもかなりの強度が得られたが長時間では混練不足が認められた。一方混練過度の害も認められたが、この点については可長時間への影響が著しいと思われるので、機会を改めて実験を行ないたい。いずれにしても自硬性鉤型を採用するに当っては、過不足のない混練条件を求めてこれを守る事が大切である。

砂中水分について、実際作業の場合使用砂を全部乾燥する事は、労力、設備的にも相当の困難をとまう事が考えられるので、どの程度の水分まで型砂に許されるかを知る必要がある。本実験の結果、珪酸ソーダ・珪酸塩自硬性鉤型砂は、砂中水分2%までは圧縮強サの低下をきたさず、表面安定性をかえて高くする効果が認められたので、この程度の砂中水分は実用上きつつかえないと考えられる。しかし、砂中水分2%以上では残留水分が、砂中水分0%の水準まで減少しないので、この残留水分が製造品の形状によって、悪影響を与える事も考えられる。この点に関しては、使用上注意する必要がある。

文 献

- 1) 内藤, 中村: 本報告, No. 8 (1962), 45

鋳物の欠陥に関する研究 (第3報)

鋳鉄の凝固時の挙動について

橋本 幸則, 中村 和清
応 和 尚, 渡部 英雄

【 緒 言 】

機械の進歩や加工工数低減の必要などから鋳物の寸法精度の向上が厳しく要求されるようになってきたが、寸法の変動に及ぼす要因は複雑であって、その対策は容易でない。

とくに球状黒鉛鋳鉄はその凝固特性から、いわゆる「ふくれ」を生じやすく、しばしば問題になっている。本報告は、普通鋳鉄及び球状黒鉛鋳鉄について「ふくれ」の対策を見出すための手がかりを得るため、先ずこれらの鋳鉄の鋳型内での凝固に際しての挙動について調べた簡単な実験に関するものである。

【 実験方法と試料 】

1. 実験方法

試験片は円柱状と板状の二種を用いた。

円柱状試験片の鋳型は図1に示す通りで、試験片の冷却曲線と膨脹収縮曲線を多ペンレコーダに記録させた。

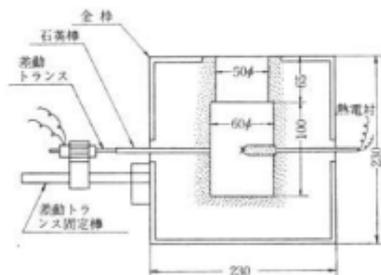


図1 円柱状試験片の鋳型

冷却曲線の記録には、クロメル-アルメル熱電対の先端部をアルミナ粉末をホガラスで練ったもので被覆し、これを鋳型中心部に装入した。

膨脹収縮曲線は、5 mmφの石英棒を、その先端が鋳型中央部断面と同一になるように水平にセットし、後端で

差動トランスを作動させて記録した。

板状試験片は、比較的薄肉のものでも「ふくれ」が発生する事例が見られるので、その状況を調べるために用いたもので、その寸法型状は図2に示す通りである。

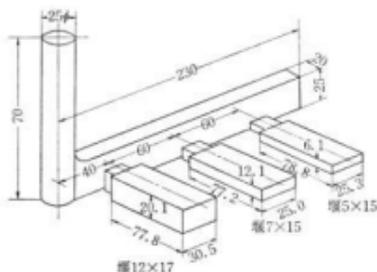


図2 板状試験片の形状および寸法

鋳型は水分 6.5% の山砂を用い、平面硬度 70 に成型し、生型で鋳込んだ。

溶解には 20kW 塩基性高周波炉を用いた。

2. 試料

地金は釜石ダクタイル鉄1号cと鋼板屑(SS41)とである。

試験片溶湯の Si 量調整には 75% Fe-Si を用いた。球状黒鉛鋳鉄試験片の球化剤には KC3号を1%用いた。

【 実験結果と考察 】

1. 円柱状試験片

この試験片の地金配合及び化学組成は表1に示す通りである。

図3はそれぞれ普通鋳鉄及び球状黒鉛鋳鉄の冷却曲線及び凝固前後の膨脹収縮の状態を示すものである。

球状黒鉛鋳鉄は普通鋳鉄に比べて凝固時間が幾分長く、凝固時の膨脹の開始、終りとも普通鋳鉄に比べておこなれているようであるが、最も目立つのは膨脹量が2倍以上に達していることであり、「ふくれ」或いは引け果の発生しやすさを物語っている。

表1 円柱状試験片の地金配合及び化学成分

種別	地金配合 (%)	化 学 成 分 (%)					C・E値	備 考
		C	Si	Mn	P	S		
普通 鑄鉄	ダクタイル鉄, 80 鋼 20	3.36	2.51	0.18	0.074	0.029	4.22	Ee-Si 2.05%添加
球状黒鉛 鑄鉄	ダクタイル鉄, 80 鋼 20	3.34	2.90	0.15	0.072	0.024	4.32	Fe-Si 2.05%添加 球状化処理 KC 3号1%

表2 板状試験片の体積変化と成分

種別	視 型 体 積	A		B		C		配 合 (%)	化 学 成 分 (%)				
		47695 mm ³	変 化 率 (%)	23332 mm ³	変 化 率 (%)	12161 mm ³	変 化 率 (%)		C	Si	Mn	P	S
普通 鑄鉄	1	50529	5.9	24642	5.6	12959	6.5	D=100	4.06	2.50	0.10	0.082	0.026
	2	49823	4.4	24415	4.6	12278	1.0	D=70 S=30	3.02	2.57	0.19	0.068	0.027
球状黒鉛 鑄鉄	3	53669	12.0	25524	9.3	13262	9.5	D=100	3.75	2.76	0.10	0.082	0.021
	4	52343	9.7	24997	7.1	12458	2.4	D=70 S=30	3.34	2.92	0.16	0.070	0.028

注: D……ダクタイル鉄
S……鋼質 (SS41)

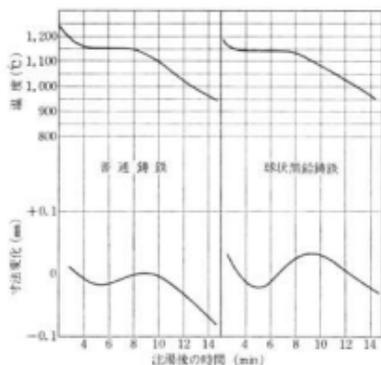


図3 冷却曲線及び膨張収縮曲線

2. 板状試験片

板状試験片の地金配合及び化学組成は表2に示す通りである。

三種類の寸法の板状試験片について模型寸法に対する試験片体積の変化を示すと表2の通りである。すべて増加しているが、低炭素に比べて高炭素が、普通鉄に比べて球状黒鉛鉄の方が体積増加率が大きくなっている。

球状黒鉛鉄の体積増加が大きいのは円柱状試験片の凝固時の膨張の大きいことからうなずけるところであるが、このような小物においても体積で10%程度の増加が見られるのは等閑視できない事実である。

IV 結 言

1 球状黒鉛鉄は普通鉄に比べて凝固時の膨張が大きい。

2 板状試験片において、低炭素より高炭素のものが、また球状黒鉛鉄が普通鉄に比べて体積増加が大きかった。

本実験は試験片の数が少なく、不備な点も多いが、得られた結果を基にして、今後、鋳物の「ふくれ」対策について研究する予定である。

騒音、振動防止に関する研究 (第1報)

吸音材に関する研究

中 塩 武 之, 大 下 敏

I 結 言

最近工業界の進歩に伴い、工場作業音が公害として問題となることが多くなった。広島県においてもこれらの問題は日々増しつつある状態にある。以前に建設された工場が、時代のなり行きでいつの間にか住宅に取囲まれてしまったと言うような例が多く、そのため防音対策はほとんど行われていない。都市計画による工場団地への移転も一方法であるが、これらの対象工場は多くが中小企業であるため、移転はもとより設備の大幅な改良すら難しいのが現状であり、その対策として技術的問題と共に、経済性まで加味しなければならないのである。

防音には発生源からの音を吸音するか、遮音するか二つの方法があるが、どちらの方法で行うにせよ、使用材料の選択、最適使用方法を知るためには基本的には各々の材料の性質を知っておかねばならない。そこで今回は吸音材として考えられる二三の材料をとりあげ、実験を試みたのでここに報告する。

II 実験概要と試料

試験材料として、多孔性で吸音力が大きいであろうと思われる軟質ウレタンフォーム、グラスウール(断熱吸音用)、牛毛フェルトの25mm厚のものを選んだ。

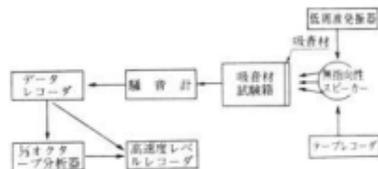


図1 実験系統図

実験概要は図1に示す通りで、低周波発振器及びテープレコーダからの出力を無指向性スピーカーで再生し、吸音材を通して騒音計とデータレコーダで測定記録をした後、周波数分析器と高速度レベルレコーダにより分析記録を行った。図中の吸音材試験箱の詳細は図2に示す如く、内部には定在波により生じる音の節を防ぐため30mm厚のウレタンフォームを張った。

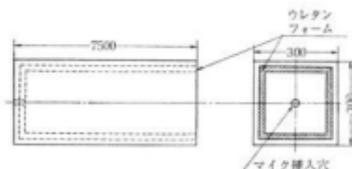


図2 吸音材試験箱

III 実験と考察

各々の材料の吸音特性を知るため、低周波発振器より30c/s~10kc/sの同一レベルの音を発振し、吸音材通過後のレベルを測定したのが図3である。吸音材なしの場合においても90c/sをピークとしてレベルが大きく変化しているのは、スピーカーの再生周波数特性か、実験を行った部屋及び試験箱の構造による共振の影響と思われる。図からグラスウール、ウレタンフォームは高音域において吸音効果が大きく、低音域ではほとんど効果があらわれていない。牛毛フェルトは全音域に亘って効果があるが、特に100c/s以下の低音域では有効である。これは牛毛フェルトの場合グラスウール、ウレタンフォームに比べて組織が緻密であり、吸音効果と共に遮音効果の影響があるのではないと思われる。

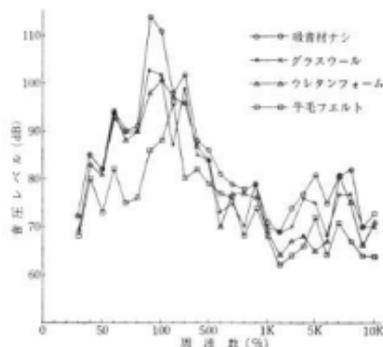


図3 低周波発振器による吸音特性

以上は低周波共振器による単一周波数の音によって特性をみたものであるが、実際の場合騒音としてこのような単調な音はありえない。そこで図4、図5はエンジン及び送風機の運転音を例にとり、より実面的に特性をみたものである。この場合音をワオクターブ分析したため図1とは横軸の周波数のとり方が異なっているが、大体同じような傾向を示している。各材料とも2.5kc以上の高音部において効果を発しているが、オーバオール

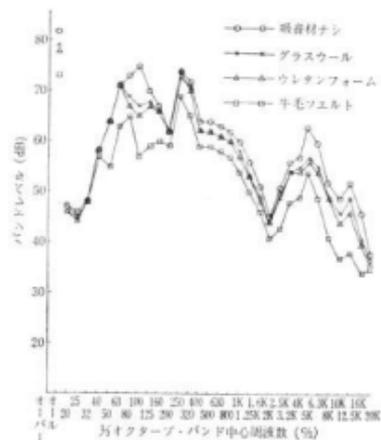


図4 送風機運転音による吸音特性

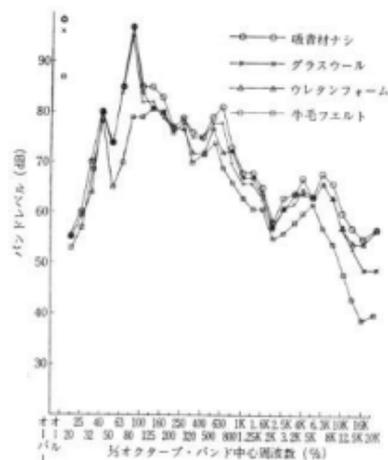


図5 エンジン運転音による吸音特性

の値は吸音材なしの場合に比べて低下レベルは10dB以下である。しかし実際吸音材通過後の音をデータレコーダにとって再生し聞くと、高音域が吸音されているせいが感覚的に刺激が少なく、数値以上にレベルが下がったように感じた。また高音域のピーク時に吸音効果が大きくなる傾向を示しているが、特に羊毛フェルトはそれが低音域まで及んでいるためエンジン、送風機とも主成分をなす100c/s付近のピークが大きく削られている。その音を聞いてみるとエンジン音の場合など、比較的低周波と思われる断続的な排気音が吸音前に比べて小さくなっていった。ブラウン管オシロスコープにより波形を見ると、全体的に各材とも吸音前は高周波成分が低周波によって変調されたような複雑な波形だったが吸音後の波形は高周波が吸収され単調な波形に変わった。

次に吸音対象となる音の大きさによって材料の特性が変るのではないかと思い、実験を行ったのが表1、表2である。

データレコーダに録音された送風機とエンジンの運転音を、騒音計A特性で60~100dBになるようレベル調整した後再生し、吸音材を通してレベルを測定したものである。表には各々の材料のA及びC特性の値とその差を示したが、全体的にエンジン、送風機とも音のレベルが高くなるほどAとCの差が小さくなる傾向を示している。これは聴感補正をし高音域と低音域の下ったA特性と、全域でフラットなC特性の差が小さくなるのであるから、音のレベルが高くなるほど高音域が低音域におい

表1 送風機運転音による吸音後のレベル

吸音対象音レベルdB(A)	吸音材	A	C	C-A
60	ウレタンフォーム	60	71	11
	グラスウール	59	71	12
	羊毛フェルト	53	66	13
70	ウレタンフォーム	67	78	11
	グラスウール	65	78	13
	羊毛フェルト	61	74	13
80	ウレタンフォーム	76	89	13
	グラスウール	75	88	13
	羊毛フェルト	70	80	10
90	ウレタンフォーム	87	97	10
	グラスウール	86	97	11
	羊毛フェルト	80	89	9
100	ウレタンフォーム	97	108	11
	グラスウール	96	107	11
	羊毛フェルト	90	98	8

表2 エンジン運転音による吸音後のレベル

吸音対象音レベル dB(A)	吸音材	A	C	C-A
60	ウレタンフォーム	55	72	17
	グラスウール	56	72	16
	牛毛フェルト	51	66	15
70	ウレタンフォーム	68	80	12
	グラスウール	66	79	13
	牛毛フェルト	61	74	13
80	ウレタンフォーム	76	91	15
	グラスウール	78	91	13
	牛毛フェルト	72	83	11
90	ウレタンフォーム	85	98	13
	グラスウール	85	97	12
	牛毛フェルト	79	90	11
100	ウレタンフォーム	93	104	11
	グラスウール	91	103	12
	牛毛フェルト	86	95	9

て吸音効果が大きくなるのではないと思われる。

IV 結 言

吸音材を使用することにより、A特性の測定値を大きくさげることは困難であるが、高音域を吸収するため音の刺激を小さくすることはできる。騒音と言うものが人間の感覚によるものだけに、そのような意味から数値以上に効果があると言ってよいと思う。特に高音域の断続音を含む機械の運転音などの場合、断続音の帯域が削られるため不快感を下げるのに有効であると思う。

以上報告してきたが、本実験に用いた吸音材試験箱は、定在波発生を防ぐと共に密閉を完全にしよう心掛けて作ったつもりであるが、いろいろ不完全なところもあったように思う。また、データ不足で先走りした感もするが、これらの点を反省しこれからも機会をみて更に実験を進めていきたいと思う。

騒音,振動防止に関する研究(第2報)

建設工事による騒音,振動について

大下 巖, 中 塚 武 之

【 種 言】

騒音,振動公害の約半数を占める建設工事のそれは工事敷地の外への影響を防止することが非常に困難であること,工期が比較的短期間のものであるため,やむを得ないものとして問題視されながらそのまま野放しにされているのが現状である。しかしながら最近のように工事が大規模により種々の建設機械が導入されて騒音,振動発生源が大きくなり,生理的不快感や,民家の損傷,地盤沈下等の実害が多くなってくると早晩規制の対象となることは間違いないことであり,特に大きな騒音,振動を発生するくい打作業や,ビルの解体作業等に用いられる従来の工法は改良をせまらるべきであろう。

本報告は広島工業試験場本館新設工事に用いられたこれらの建設機械を通じて,騒音,振動の性状を探ったものである。

【 測 定 方 法】

1. 測定現場の概要

建設された工業試験場本館は三所建,一部四階の鉄筋コンクリート造りで,二河川の東方約80m,昔は入江であったと想定される軟弱地盤上に杭打されたものである。

また周囲は東は民家,西に木造市営住宅5棟,南に水道局庁舎,北は小学校に囲まれた比較的静かな所で,建設工事による騒音,振動の影響が強く出るとと思われる場所である。

2. 測点および測定方法

騒音の測定は対象工事,および機械について稼働中の騒音発生源から約10mの位置で測定した。測定機器は精密騒音計,昇オクターブ分析器,高速度レベルコーダー,データレコーダーを用い,測定方法はJIS Z-8731「騒音レベル測定法」に準じた。

振動の測定はくい打ち振動の場合,図1, V-1~V-3を測点とし,解体作業による振動についてはV-4を測点とした。重車輻走行による振動は振動源からそれぞれ,2,10,および40mの距離について測定した。測定機は加速度型振動計を用い出力をデータレコーダーに記録し振動分析はデータレコーダーから電磁オシ



図1 工業試験場建設現場の平面図

ログラフに再生して行なった。また地盤の振動は一般に表面波が対象となり水平方向の振動は上下方向とほぼ同じか,これより小さいと考えられるので,本報告についての振動は上下動の最大値についてのべた。

【 測 定 結 果 と 考 察】

建設工事はそれぞれの工程をへて進められ作業内容により使用される機械も当然異なる,したがって発生する騒音,振動も工程によってさまざまである。

1. 騒音

表1は本工事に使用された主要機械の騒音レベルである,発生源別みるとディーゼルバイルハンマーによるくい打作業「写真1」が最も大きく100ホンを超えている,次いでコンクリートブレイカー,ディーゼル発電機,ブルドーザー「写真2」,電動カンナ等である。こ

表1 試験場建設工事に使用された主要機械と騒音
単位 ホン (A)

機 械 名	機械騒音	暗騒音
ブルドーザー	86	59
パワーショベル	79	60
ショベルローダー	76	60
ディーゼルバイルハンマー	108	58
コンクリートバイブレーター	81	63
リベットガン	91	64
コンクリートブレイカー	92	64
コンプレッサ	86	66
ディーゼル発電機	89	68
コンクリートミキサー車	75	62
一般貨物自動車	70	64
ダンプトラック	72	68
グラインダー	86	67
ウィンチ	70	68
ベルトコンベアー (エンジン)	88	68
電動ノコ	84	69
＊ カナ	89	68



写真1 ディーゼルバイルハンマーによるくい打ち作業



写真2 ブルドーザーによる掘削作業

れらを見ると主として工事の前半の解体、掘削、バイル打ち、鉄骨組立、コンクリート打設にいたる工程に集中している。その後はハツリ作業、木工事、機器の搬入、設備等が残るが、これら建物の内部で行われる諸工事については建屋の遮音効果もあって周辺への騒音の

伝播は少ない。このほか、資材の搬入に使用されるトラック等の騒音があるが、これは一般の交通騒音の域を出るものではない。

図2はディーゼルバイルハンマー、コンクリートブレイカー、コンプレッサ、ディーゼル発電機の周波数特性である。

ディーゼルバイルハンマー 神戸製鋼-22型
コンクリートブレイカー 不明
コンプレッサ 100kW圧力 7kg/cm²
ディーゼル発電機 60kVA エンジン日野

ディーゼルバイルハンマーはディーゼルの爆発音および打撃音よりなり1600c/sにピークをもっている。これは打ち込まれる地盤の状況、打ち込みの深さ等によってレベルにかなりの差異があるが常時その最大値は100ホンをこえる高レベルであり振動と相俟って影響が強調される。このような高レベルの騒音、振動を発生するディーゼルハンマーが市街地などで頻りに使用されることは問題が多く、騒音を発生しない打込み方法の改良がいろいろ考えられているが性能の低下、コスト高などから実際には騒音防止が留意されていない現状であり問題を残している。コンクリートブレイカーおよびその空気源として使用されるコンプレッサも常時80ホンをこえ、コンクリートなどへの衝撃音による高域成分の音と高圧空気の排出により生ずる低域成分の音が喧騒感および圧迫感を与える。ただし高圧空気の排出音については消音器等によってかなりの騒音低下が望めるものである。グラインダー、電動カナ等は断続的であり、かつ屋内で使用されることが多いために比較的問題は少ない。コンクリートミキサー車の運転音は騒音レベルそのものは高くないがコンクリート注人が早朝、夜間におよぶことがしばしばあり周囲の暗騒音と異質な騒擾感を与える。

図3は工事前の試験場構内の騒音とブルドーザー、パワーショベル、ダンプカー等による掘削作業 写真3との騒音の比較である。工事前の暗騒音は50~55ホンで自動走行等による騒音が時折60ホンをこえる程度であったものが工事中には中央値が65ホンに達し変動巾も約25ホンと大きくなっている。

図4は工事工程による騒音中央値の推移であるが前述の如く工事前半の工程に高レベルのものが集中しコンクリート打設以後は公害の対象となるような騒音の発生はまれである。ただし貨物自動車等による騒音は常時よりおよそ10ホン上回る。

2. 振 動

建設工事によって生ずる振動は主としてくい打ち、矢板打ち、コンベヤ、土工用重車輻によるものであるが本工事において振動を作ったのはくい打ち、および重車輻走行によるものである。

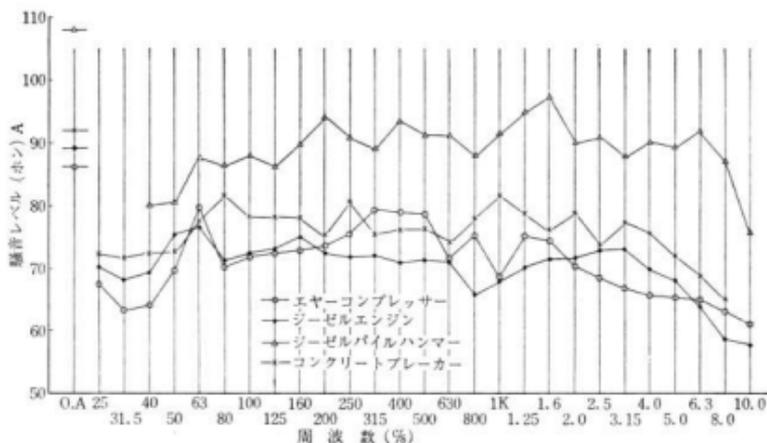


図2 主要騒音源の周波数特性

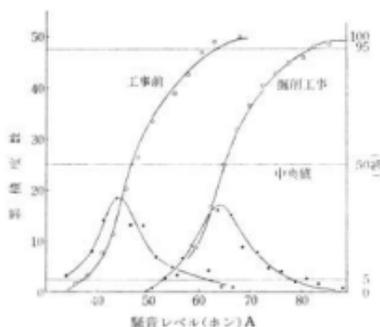


図3 工事前との騒音の比較



写真3 ブルトーザー、ダンプカーによる掘削作業

(1) ディーゼルパイルハンマーによる振動

くい打ち部は深さ 2~2.5m の掘削が行われており、くい打ち作業はこの掘削場内で行われた 写真4。くい打ちに要した時間は 1本 (長さ11m) について約17分



写真4 くい打ち作業

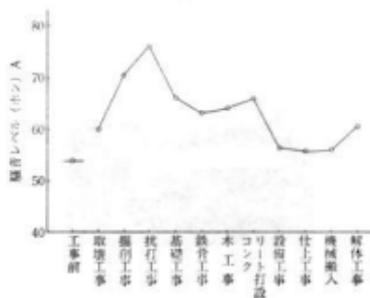


図4 工程による騒音の変化

でこれを3本継ぎ足した。この継ぎ足しはくい端部鉄製カラーを溶接するものでこれにかなりの時間を要し実際のくい打ち時間より長かった。振動の測定点は図1に示

すように振源から測線Lに沿って、V-1、V-2、V-3の点で地盤の振動を測定した。

図5はくい打ち込みによる地盤の上下方向の振巾と、振源距離の関係を示したものである。最大振巾は振源距離10、20、40mで、それぞれ210 μ 、60 μ 、20 μ に達している。

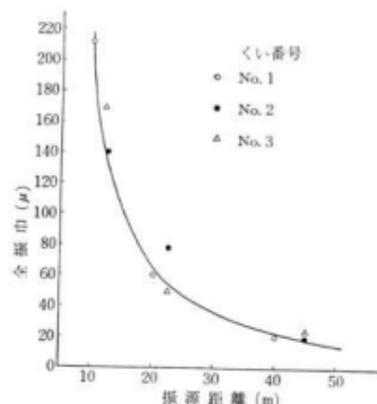


図5 くい打ち込みによる地盤の振動

くい打ちによる振動は打ち込み深さによって一様ではなく、打ち込み深さが深くなるにつれて一般に大きくなり特に打ち止り付近で最大値を記録する。測定距離10mの地点における打ち込み深さと振巾の関係を図6に示す。

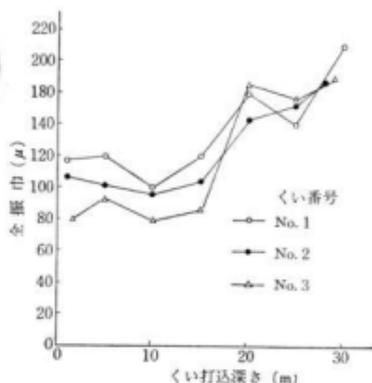


図6 打ち込み深さと地盤の振動

(2) 土工用重車輦による振動

作業中のブルドーザー 写真5、および土砂満載のダンプトラックの走行方向とはほぼ直角方向の振動振巾と振源距離の関係を図7、および図8に示す。振源距離2mおよび10mの地点ではそれぞれブルドーザーで20~30 μ 、40m離れたると5 μ 以下に減衰する。ダンプトラックの場合20、15および2 μ 程度となる。この場合トラックの走行速度はブルドーザーの約2倍である。地盤の振動数はブルドーザーで6~10c/s、ダンプトラックで7~8c/sの範囲にあり前者が幾分短い。



写真5 ブルドーザー稼働

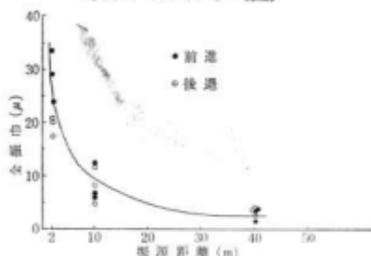


図7 ブルドーザーによる地盤振動

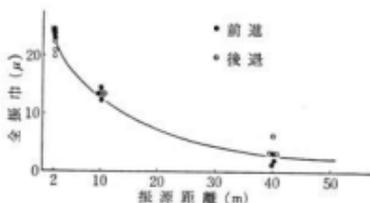


図8 ダンプトラックによる地盤の振動

(3) 解体作業による振動

ビル解体 写真6 による振動は鉄塊の落下位置により測定機に感知しないものから最大振巾40 μ 程度の衝撃振動であり周波数10~18c/sの範囲である。解体した建物は戦時中火災にあったものでコンクリート脆化等もあって、本測定より一般の解体作業の振動を類推することは困難である。



写真6 解体作業

(4) 既往の測定値との比較

表2は筆者が測定した騒音、振動の中で特に高レベルを示す機械および作業の一例である。建設工事との比較は測定条件の差異により一概には云えないがごく概略的には、くい打ちによる騒音、振動は一般のそれらに比べてかなり大きく実害を生ずるおそれが多分にあると思われる。

表2 既往の実測値

騒音、振動源	測定距離	騒音レベル	全振巾	加速度
	m	ホン(A)	μ	gal
コンプレッサー	1	96	180	15
ターボブロー	〃	99	6	12
ディーゼル発電機	〃	100	35	10
ガソリンエンジン	〃	102	—	—
電動ノコ	〃	95	—	—
砕石機	10	105	58	19
ドロップハンマー	1	107	170	50
プレス	〃	104	60	11
シャリング	〃	98	18	8
発破作業	100	68	26	28
研磨機	1	97	—	—
タイ打ち	10	108	—	—
リベットガン	〃	91	—	—
コンクリートブレーカー	〃	92	—	—
ブルドーザー	〃	86	—	—
ダンプ	〃	86	—	—

る。次いで懸念されるのはコンクリートブレーカーによる騒音である。土工用重車輻による騒音、振動は一般の車輛よりかなり大きく、車が集合する場合90ホンをこえることがあり作業が夜間におよぶ場合は問題となる。

IV 結 言

本調査による騒音、振動の概要を列記すればおよそ次のようになる。

1. 騒音

(1) 本工事による騒音レベルの増加は工事前に比べておよそ20ホンである。

(2) 騒音レベルの最も大きいのはディーゼルバイルハンマーで、敷地境界線の開放地点で108ホンに達した。次いでコンクリートブレーカー、ディーゼル発電機、ブルドーザー、リベットガン、コンプレッサー等が建設騒音公害の対象となる。

(3) 全工程を通じて大きなレベルを出す騒音源は堀削、くい打ち、コンクリート打設までの工事の前半に集中し主体工事、仕上工事、設備工事等による騒音は一般に考えられる限度をこえるものではない。

2. 振動

(1) くい打ちによる地盤の振動はくい打ち止め時に最大となり10mの距離で200 μ をこえ、実害を生ずるおそれが多分にある。

(2) ブルドーザー、ダンプトラック等による地盤の振動は2mの距離で約30 μ 、40mでは10以下に減衰する。

(3) 鉄錘落下による建屋解体時の振動は最大10 μ 程度であり解体される建屋の老朽度によって出がある。

以上、建設工事に伴う騒音、振動について簡単な考察を試みたが、特に大きな騒音レベルを持つコンクリートブレーカー、コンプレッサーについては消音器等による騒音低減に期待がもてるので引き続き性状を調査し研究を続けて行くつもりである。なお本報告に引用した写真は当場内藤科長の撮影によるものである。

文 献

- 1) 東京都都市公害部編：建設工事と騒音、(昭和43年)

円筒研削作業に関する研究 (第2報)

粗粒砥石による鋼材研削仕上げ作業

南 良 良 治, 吉 池 啓 佑

Ⅰ 緒 言

鋼材の研削仕上げ作業には一般的に細粒の研削砥石が使用されるが研削作用を行なう砥粒切刃の管理如何では粗粒砥石でも研削仕上げ作業は可能ではあるまいか。

研削砥粒の破砕により得られた微細な砥粒切刃を利用するならば、粗粒砥石でも研削仕上げ作業は可能であろう。鋼材の円筒研削仕上げ作業では、砥粒の破砕、脱落などによる新切刃の出現を期待する作業法を採ることは許れず、砥粒切刃の寿命を保つ方法を採らなければならない。

砥粒切刃の摩耗は研削量の増加にしたがって増大するので研削抵抗もこれに比例し、切刃寿命点で最大研削抵抗を示すものと考えられる。

したがって砥粒切刃が行なっている研削作用の研削抵抗は、目直しされた研削作業の開始点で最も低く、切刃寿命点で最高となる。

これらの値は研削動力の測定により容易に推定できるものであり、寿命点に至るまでの研削抵抗の変化、すなわち入力変化を知るならばその研削仕上げ作業の特徴の把握ができ最適研削条件の設定も可能であろうとの考えから、砥粒切刃寿命点に至るまでの研削動力の変化、研削仕上げ面あらさの変化等を測定し、この間の動向を調査することにした。

Ⅱ 実験方法と機材

目直しされた研削砥石により規定切込を与えたトランプ研削を行ない、その時の研削動力、研削仕上げ面あらさ、砥石摩耗量等を測定する。

1. 目直し標準

新しい研削作業面を得るために荒取りされた砥石に対して砥石面をそろえる目的で切込 0.02mm、送り 0.8m/min にて3回目直しを行なった後、所定の条件で5回目直しを行なった。

なお、この時のドレッサー切込量は 0.01mm である。使用したドレッサーは先端の丸み半径 0.5mm、2caft の単粒ダイヤモンドドレッサーであり、その形状を写真1に取付角度を圖1に示す。

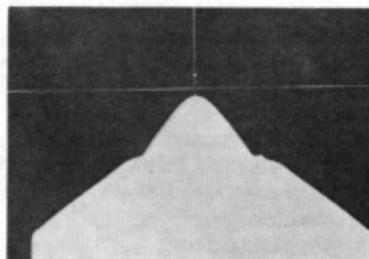


写真1 ドレッサー先端形状

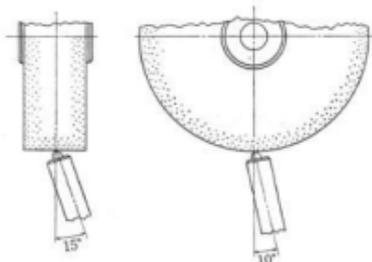


図1 ドレッサー取付角度

2. 研削作業

被研材は直径 53mmφ、S45C 材で硬度 58~59HRC として使用した。

その形状を圖2に、化学成分を表1に示す。

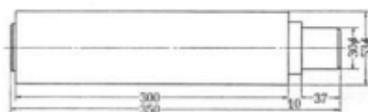


図2 被研材の形状および寸法

研削砥石は A60J 5V 1A 直径 260mm、幅 50mm である。

表1 化学成分 (%)

C	Si	Mn	P	S
0.46	0.25	0.80	0.017	0.020

砥石回転数は 1750rpm であり、したがって研削速度は約 1400m/min となる。

切込量は 1 回当たり 0.005mm でテールストック側でのみ切込を与えるので研削 1 回ごとに 1 回のアウトパスがあることになる。

なお被削材回転数は 112rpm でその周速は約 12m/min 一定とした。

3. 研削動力の測定

研削盤電気制御箱内において、モータ制御リレーとその端子間に電力記録計を挿入して入力電力を測定し、研削開始時、および終了時の空転動力値との差を正味動力値として測定する。

4. 研削仕上げ面あらしの測定

砥石切込 20 回毎 (切込量の合計 0.1mm) に被削材の表面あらし、およびその直径を測定し研削体積を算出した。

5. 研削砥石の摩耗量の測定

砥石面に設けた基準面から研削作業面までの高さの変化量を電気マイクロメータにより検出し、熱ペンレコーダにより記録、測定した。

その接続を図 3 に、記録チャートの一例を図 4 に示す。

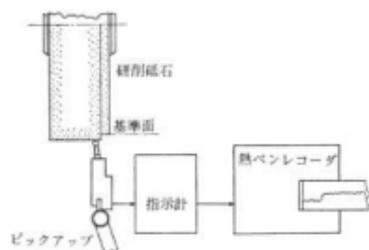


図3 ブロック線図



図4 砥石面の状態

6. 使用機器

豊田工機	円筒研削盤	R U28-80
横河電気	電力計	KER-30
小坂研究所	表面検査器	R J-2
タ	電気マイクロメータ	M-330A
渡辺測器	熱ペンレコーダ	WTR-201

■ 実験結果と考察

1. 研削動力について

研削動力は目直し直後に最小値を示すが、研削量の増加に伴い逐次増大する。

しかし、この増加傾向にある研削動力もある点を越えるときわめて急速に増大し、これ以後は増大する場合と減少する場合とに分れる。

また、研削動力の急速増大点以後は研削仕上げ面に研削焼け、びびり等を生じ、研削砥石表面にも目づまり、切込摩耗が観察され、継続研削は不能となるのでこの点を研削砥石の寿命点とした¹⁾。

これらの関係を図 5 に示す。

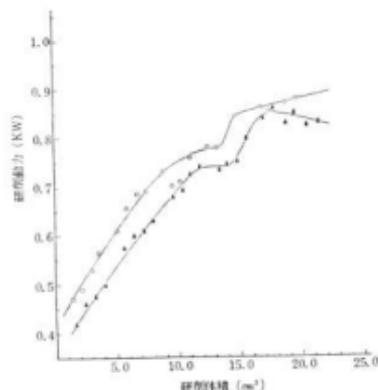


図5 研削体積と研削動力

図 6 にドレッシング速度と研削動力の関係について示す。

研削動力はドレッシング速度により影響を受けるがトラバース速度の低い時ほどその影響は大であり、0.7m/min 以上ではあまり影響しないことが知れる。

同様な事はトラバース速度側からも観察される。

図 7 にトラバース速度と研削動力の関係について示す。

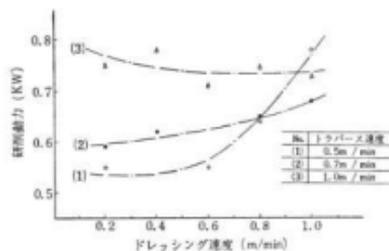


図6 ドレッシング速度と研削動力

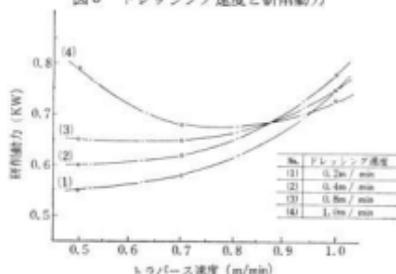


図7 トラバース速度と研削動力

研削動力は低速ドレッシングされたものほど影響が大きく、トラバース速度の増大と共に大きくなる傾向もっている。

また、トラバース速度の低い領域では高ドレッシング速度で目直されたものほど大であるが、トラバース速度が0.87m/min以上になるとこの関係は逆転する。

以上総合して研削動力は、ドレッシング速度、トラバース速度の両者により影響を受けるが、その影響量は、トラバース速度によるものがより大であることが知れる。

2. 研削仕上面あらさについて

研削仕上面あらさは一般的に研削量の増大と共に変化するが、その過程において次の3通りが観察される²⁾。

- (1) 研削量の増大と共に研削仕上面あらさが低下する。
- (2) 研削量の増大には関係なく、仕上面あらさはほぼ一定値を保つ。
これは低速ドレッシング速度による目直しを行なった場合に多い。
- (3) 研削量の増大と共に研削仕上面さらさも増大するが、焼け、びびり等を生じ、仕上面を悪化させる。これは極低速ドレッシングによる目直しを行なった場合に現れる。

これらの関係を図8に示す。

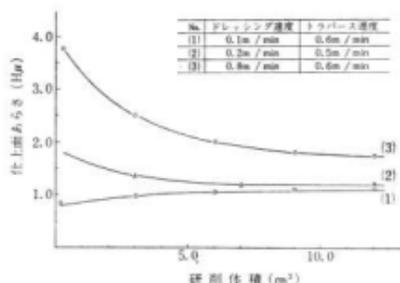


図8 研削条件と仕上面あらさの変化

図9にドレッシング速度と仕上面あらさの関係について示す。

この図より初期に得られた研削仕上面あらさはいずれの場合でも、砥石寿命点で得られた値より大きいことがわかる。

また、初期値あらさはドレッシング速度が増大するにつれて大きくなるが、両者の関係はほぼ $H(\max) \propto K Tv_1^2$ を満足している。

ここにKは定数、 v_1 はトラバース速度である。

また、初期あらさと寿命点あらさの比をとれば、低速ドレッシング速度で目直されたものほどその比が1に近ずき、安定した研削仕上面が得られるようになることが分る。

いずれの場合でも寿命点あらさは、ドレッシング速度の影響を受けず1~2μmで一定している。

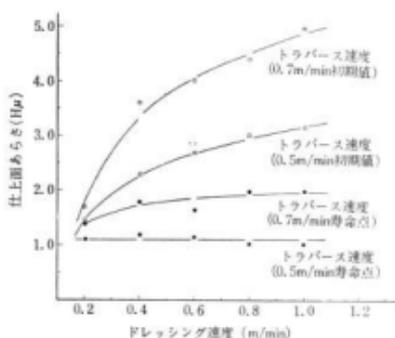


図9 ドレッシング速度と仕上面あらさの変化

3. ドレッシング速度と研削体積について

トラバース速度一定としてドレッシング速度を変化さ

せたとき、砥粒切刃の寿命点までに得られる研削体積は図10に示すように一つのピークを持つ曲線で示されるがドレッシング速度の小さい範囲、および大きい範囲で研削体積が異常な値を示している。

この限界値はドレッシング速度 0.3m/min, 0.8m/min の点にある。

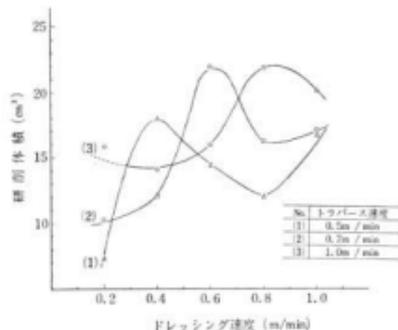


図10 ドレッシング速度と研削体積

ドレッシング速度 0.8m/min 以上で得られる研削体積が急増する原因は、この値以上でドレッシングされた研削砥石の作業面が非常に粗であるため砥粒の脱落するものが比較的多く、いわゆる自生発刃現象が起るためではないかと思われる。

研削体積に対するトラバース速度の影響はあまり大きくないが一般的に上記限界値も上昇する傾向を持っている。

それぞれのドレッシング速度と最大研削体積を与えるトラバース速度の組合を図11に示す。

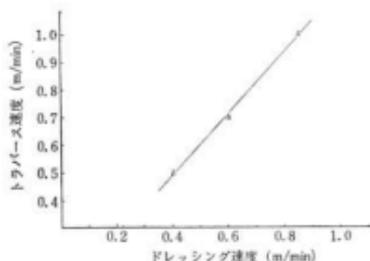


図11 最大研削体積を与える条件の組合せ

図12にドレッシング速度と砥石摩耗量の関係について示す。

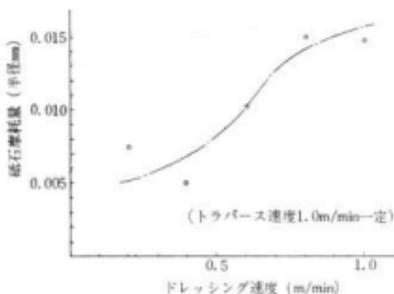


図12 ドレッシング速度と砥石摩耗量

トラバース速度は1.0m/min一定とし、砥石半径の減少量 mm で表されている。

この図によれば低ドレッシング速度で目立されたものほど砥石摩耗量も小さいが、ドレッシング速度 0.8m/min 以上で目立された砥石の摩耗量はほぼ一定でその値は約 0.015mm となっている。

これを単位研削量当りの砥石摩耗量について整理したものを図13に示す。

両者はよく比例していることがわかる。

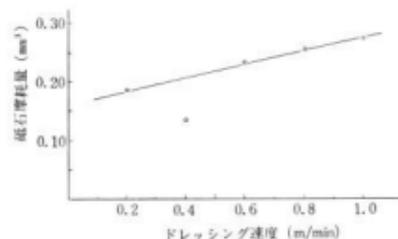


図13 単位研削量当りの砥石摩耗量

Ⅳ 結 言

機械構造用炭素鋼の円筒研削仕上をトラバース研削方式で行ない、つぎのような結果を得た。

1. 研削仕上における砥粒の摩耗、脱落等は最少であり、砥石は極めて硬く作用しているものと思われる。
2. 研削動力値は研削量の増大に伴い逐次増大するが、その変化様式はほぼ一定している。
3. 研削抵抗に対するドレッシング速度の影響は、ト

ラバース速度の低い時に大きく作用するがトラバース速度 0.7m/min 以上ではあまり影響しない。

4. 寿命点における研削動力値はほぼ一定値を示す。
5. 研削初期において得られる仕上面あらさは、研削条件、ドレッシング条件によりかなりの差が認められるが、研削量の増大と共に一定値に収れんする傾向をもっている。
これは上記(3)と共に使用した研削砥石の諸元値が一定であるためと思われる。

6. 砥粒切刃の寿命点までに得られる研削体積を最大にするドレッシング条件とトラバース条件の組合せには一定の規則性がある。
7. 研削砥石の摩耗量はドレッシング速度の上昇と共に増大する。

文 献

- 1) 牧野, 野口: 機械試験所報告66号 (1968) 5
- 2) 吉池, 小川, 片岡: 本報告 No. 11 (1967) 111

正面フライス切削に関する研究 (第2報)

切削動力実験式について

I 緒 言

切削加工の任意の時点をとると被削材は切削工具の前方において塑性、剪断変形をうけ、そのあと工具すくい面を擦過して切りくずとなり切削の現象を終える。

この微小時間に起す挙動の中には多くの要素があり、それを全て解析することは容易なことではない。

フライス切削が旋削と違い、断続切削であるために機械的衝撃、熱的衝撃など工具がチッピング、亀裂を起し易く、また切削中に有効送り量(1刃当り)が常に変化しており、切削条件によっては送り量が零になるようなこともあり得るので工具の損傷形態も複雑である。

当試験の目的は効率的に加工時の動的および加工精度を与え得るフライス盤設計上の目安となる実消費動力を提供する切削動力標準式を作ることにより、その初めとして機械構造用炭素鋼をえらび、切削条件を変化した場合と工具摩耗の影響を考慮した場合も加味して標準式を誘導した。

この間の切削試験について報告する。

II 実験方法と実験装置

1. 工作機械

(1) フライス盤

日立製作所 MFV-4-23 $\frac{1}{2}$ 型
 テーブル寸法 820mm×280mm
 主軸回転、送り速度 無段変速改良型
 主軸電動機 11KW

(2) 工具研摩盤

アサヒ単一ブレード研摩盤
 小出万能研摩盤 ダイヤモンド#220砥石

2. 計測機器

(1) 三栄測器切削抵抗記録装置

(2) 切削動力計

ひずみ抵抗線を利用して主分力を測定するよう
 に試作したものを。

3. 切削工具

(1) 工具材種

片岡 豊, 山田 皓一*

イグタロイ ST2, ST3

(2) 工具寸法

19mm×19mm×60mm 右勝手

(3) カッター寸法

8 $\frac{1}{2}$ カッター (刃先の径 200mmφ)

(4) 刃部形状

表1 刃部形状について

工 具	名 称	1		2	
		1	2	1	2
半 径	方向すくい角	-5	5		
軸 方	向すくい角	-5	0		
正 面	切 双 角	15	15		
外 周	切 刃 角	15	15		
正 面	逃 げ 角	5	5		
外 周	逃 げ 角	5	5		
面と	り (チャンファー)	0.8R	0.8R		

4. 被削材

JIS-G-3102 機械構造用炭素鋼 S350C(焼ならし)

表2 化学成分 (%)

C	Mn	Si	S	P
0.37	0.62	0.34	0.028	0.012

表3 機械的性質

引張強さ (kg/mm ²)	伸び (%)	絞り (%)	衝撃値 (シャルピー) (kg·m/cm ²)	かたさ H _B
72.8	28.8	66.5	22.4	217

5. 切削条件

切削条件は一般に切削作業される範囲内にとめて
 ている。

(1) 切削速度 (V)

30~290m/min (主として 20m/min とび)

* 工業技術院機械試験所生産加工部第1課主任研究官

- (2) 1 刃当り送り (f_z)
主として 0.15mm/tooth
- (3) 切込み (d)
主として 1.50mm
- (4) 工具摩耗幅 (V_B)
0~0.65mm
- (5) 被削材幅
110mm
- (6) Engage Angle
20 degree

単一ブレードにより、切削抵抗の影響を調べたものであり、のちに同時喰込み回数、機械効率などを考慮してこの被削時に必要な動力の標準値を算出する。

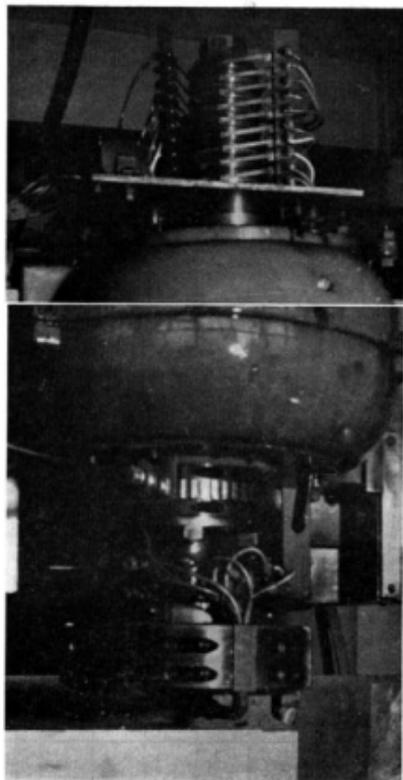


写真1 フライス盤の一部

- (上) 主軸内を通してスリップリングよりリード線を出すところ
- (下) カッターボディと被削材

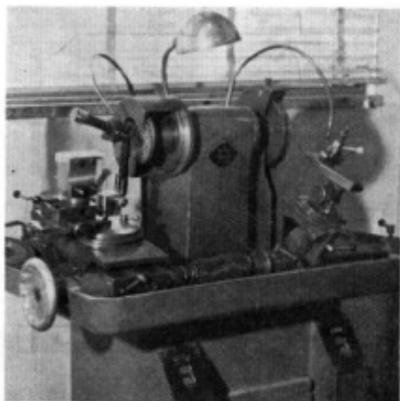


写真2 工具研削盤



写真3 動歪計と記録計

■ 実験結果と考察

1. 切削速度の Profile

切削速度の変化による切削抵抗の状態を図1に示す

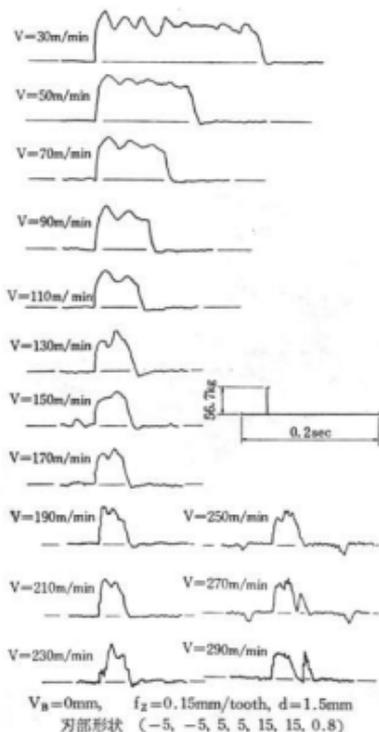


図1 切削速度の変化による切削抵抗

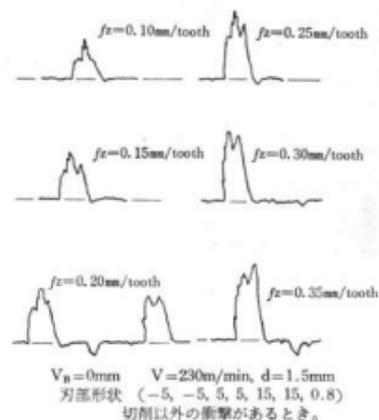


図2 1刃当りの送りの変化による切削抵抗

また、1刃当りの送りの変化による切削抵抗のようすを図2に示す。

この profile でも解るように安定した切削域は 110~170m/min 程度であり、それ以下では切削抵抗の波形が変動している。

これは構成刃先、実質刃当りの送りの変化による切屑生成過程の変化およびカッターボディを含む動力計の強制ねじり振動の波形が加わっているものと推察される。

また、それ以上では切削抵抗に加えて喰付時の衝撃の増大により波形が大きく乱れていることが知れる。

これらの要因は切削速度の相違による運動量、慣性力の変化によるもの、機械本体特に主軸系を含む1つの振動系モデル（工具が被削材に入るとき、離れるときに起こす衝撃）とした場合のバネ定数、ダンパー等の作用の相違によるもの、これらが主として大きく影響している。

2. 切削速度の影響

切削速度の変化による比切削抵抗の変化を図3に示す。

また、図4に比切削抵抗の逆数との関係を示すが、これは切削抵抗の延び率のようすを調査するのに便利である。

図3において切削速度が約 50m/min 附近において最も大きくなり、それ以上およびそれ以下において次第に減少する。

高速域のそれは切削速度の上昇により切削時の弾、塑性領域が小さくなり、その結果剪断角が大きく、剪断歪の局所化が起ること、工具すく面の切削接触長さも短くなること、切削温度の上昇による被削材の物理-化学的变化によるものといえる。

低速域のそれは構成刃先および切屑生成の機構によるものといえる²⁾。

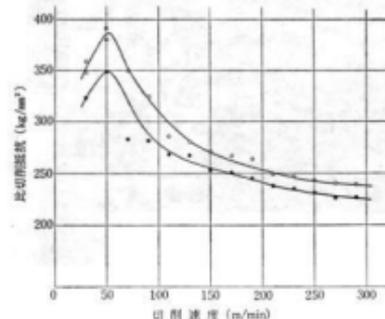


図3 切削速度と比切削抵抗の関係

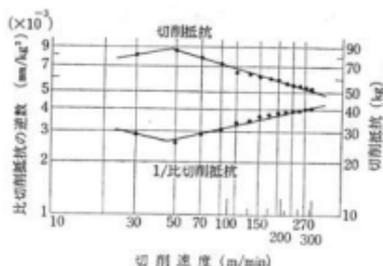


図4 切削速度と1/切削抵抗の関係(切削抵抗)

この試験のように衝撃のある断続切削の切削抵抗は切削機構、工具と被削材との間に生ずる機械的、熱的性質および物理化学的親和性などで論議される資材加工のような連続切削のときにいえる定説的な理論の性かに工具の衝撃(熱衝撃も含めて)作用というものが重要な要素となり得るが、被削材幅の極端に狭い場合、あるいは刃部にチップの発生しやすさ等の問題が少ない場合は上記の説がフライス作業でも適用し得ると推測される。

3. 1刃当りの送りおよび切込みの影響

1刃当りの送りの変化による切削抵抗、比切削抵抗の関係を図5に示す。

この図は切削速度をパラメーターとしたものであるが、この程度の切削条件ではほぼ平行であり、またおの間の変化は指数関係の関係がある。

1刃当りの送り小さくなるにつれて比切削抵抗が大きくなるのは寸法効果と工具が前密に再研削されたとしてもなお存在するであろう切刃のダルネスと1刃当りの送りとの比が強く関係しているように推察される。

切込みの変化による切削抵抗、比切削抵抗の関係を図6に示す。

この図も切削速度をパラメーターとしたものである。切込みが小さくなるにつれて切削抵抗が高くなっているのはチャンファーが0.8mmRであることが影響しているであろう。

図5と図6において指数が異なり1刃当りの送りの方が小さいのは切削変形域の局所化ということが大きく影響していると推察される。

切削断面積と切削抵抗、比切削抵抗の関係を図7に示す。

この図は図5、図6より作ったものであるが被削材によっては(鋼鉄系材料)実験式を求めるときのよいファクターとなることもある。

切削断面積が小さくなるにつれて1刃当りの送りを変化した方が有利となっている³⁾。

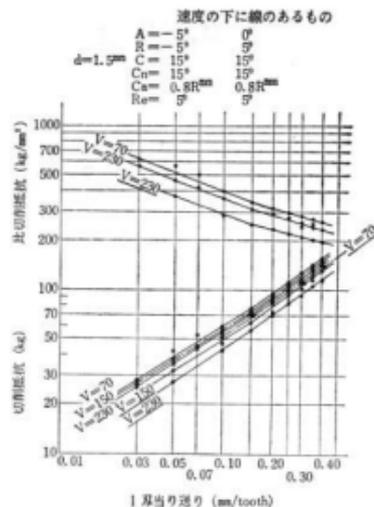


図5 1刃当り送りと切削抵抗の関係(比切削抵抗)

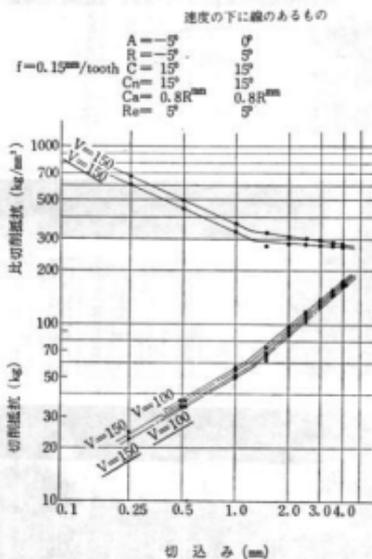


図6 切込みと切削抵抗の関係(比切削抵抗)

切削条件は
1 反り送りと切削抵抗の関係
切込みと切削抵抗の関係と同じ
(比切削抵抗)

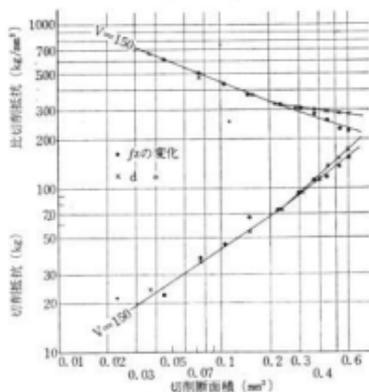


図7 切削断面積と切削抵抗の関係
(比切削抵抗)

(切削断面積とは一般に $f_s \times d$ であるが、チャンファ一を考慮すればこれとは異なる)

4. 切削工具の摩耗による切削力の影響

フランク摩耗を強制的に作り、その摩耗した工具でもって切削抵抗を測定するのであるが、強制的に作ったフランク摩耗を写真4に示す。

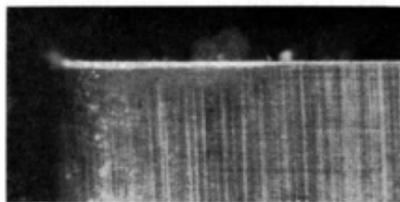
この摩耗幅が完全に当るように試験前にフライス切削で調整している。

また、摩耗を作ったのみにくい面摩耗、その他の摩耗をなくするためににくい面を研削しているので、その摩耗および刃先のダグネスの影響は全て均一であると考えられる。

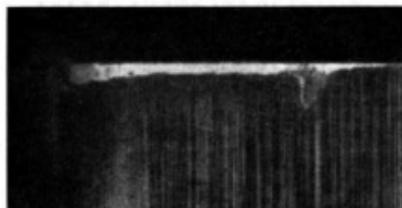
そのときチップングに注意したことは勿論である。通常のフライス削りではフランク摩耗によって工具寿命が最終的に決まるように思われる。

写真4に示すようなフランク摩耗をもった工具で切削したときの切削抵抗の変化を図8に示す。

この図でフランク摩耗を起した場合の切削抵抗の変化は linear な関係でなく可成り複雑であろうと推測される。



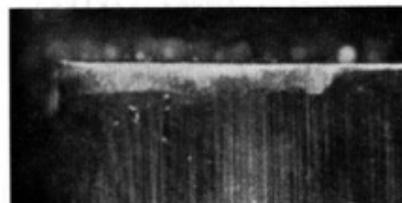
$V_B = 0.04 \text{ mm}$



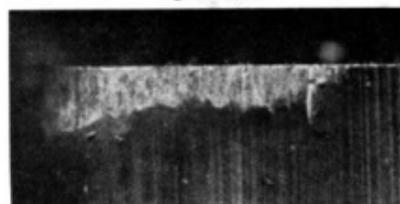
$V_B = 0.09 \text{ mm}$



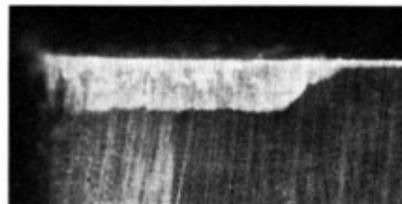
$V_B = 0.13 \text{ mm}$



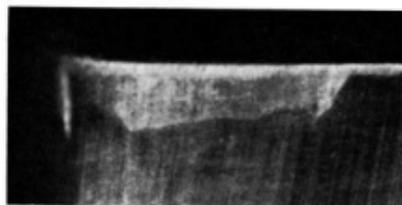
$V_B = 0.24 \text{ mm}$



$V_B = 0.33 \text{ mm}$



$V_B = 0.41 \text{ mm}$


 $V_B = 0.52 \text{ mm}$
 $V = \text{var}, f_z = 0.15 \text{ mm/tooth}, d = 1.5 \text{ mm}$

 $V_B = 0.65 \text{ mm}$

双部形状 (-5, -5, 5, 5, 15, 15, 0.8)

写真4 強制的工具劣化状態(切削試験後)

また、フランク摩耗の進行によってその指数が異なっており、切削動力の標準式を作るときに摩耗まで考慮できて便利な図ではあるが、摩耗と抵抗との関係は一義的に摩擦力の増加とは言えない。

こうしたことを調べるために切屑の測定位置には注意して、切屑の厚さを測定し、切削比の逆数を求め、切削速度と切削比の逆数の関係を示したものが図9である。

また、フランク摩耗幅と切削比の逆数の関係を示したものが図10である。

この図10、図11からすると切削速度の変化に対しては当然のことだし問題はないが、各摩耗幅に対する値が殆んど変化しておらず、この試験の範囲では摩擦力によるものみではなさそうである。

写真4のように工具の摩耗がチャンファー部へ行くにつれて摩耗幅が増加している。

これはチャンファーの大きさに対して切込みが少ない感じもするが、フライス切削のこの二者の摩耗は切削生成機構からしても必然的に異なるものと推察される。

よって、実作業ではチャンファーの摩耗を十分に管理することが必要であるといえる。

図11は切削速度、切削抵抗およびフランク摩耗のようすを立体的に示したものである。

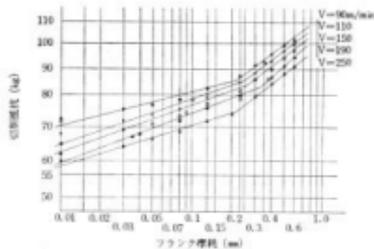


図8 フランク摩耗と切削抵抗の関係

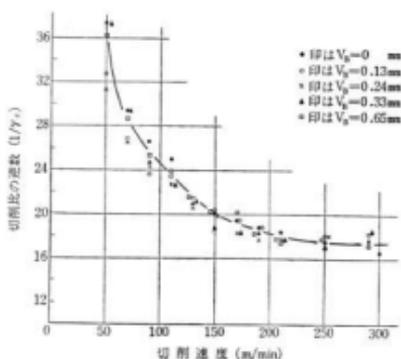


図9 切削速度と1/切削比の関係

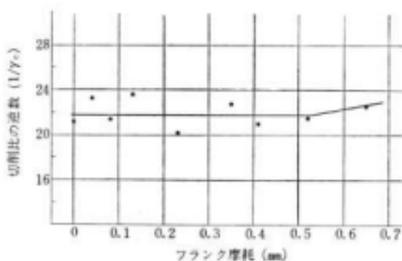


図10 フランク摩耗の1/切削比の関係

以上実験の内容を説明したが、これを実験式として求め機械構造用炭素鋼S35C(焼ならし)としての動力標準指針としたい。

以下その実験式を示す。

5. 機械構造用炭素鋼S35C(焼ならし)に対する実験式

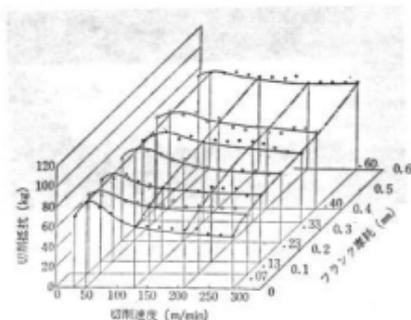


図11 工具摩耗の進行による切削抵抗の変化

一般式として次式のようにするのが適当であろう。

$$F = K \cdot V^{n1} \cdot f_z^{n2} \cdot d^{n3} (1 + k \cdot V_B^{n4})$$

これを利用して上記材料に対する実験式を求めると

$$F_{S35C} = 745 \cdot V^{-0.30} \cdot f_z^{0.70} \cdot d^{0.60} (1 + k \cdot V_B^{0.74})$$

を得る。

$$\text{ここで } \begin{cases} d < 1.0 \text{ mm のとき} & n = 0 \\ d > 1.0 \text{ mm のとき} & n = 0.25 \\ V_B < 0.10 \text{ mm のとき} & k = 0.90 \\ V_B > 0.15 \text{ mm のとき} & k = 0.70 \end{cases}$$

F_{S35C} : 切削抵抗 (kg)

V : 切削速度 (m/min)

f_z : 1 刃当りの送り (mm/tooth)

d : 切込み (mm)

V_B : 摩耗幅 (mm)

この式の決定においてはその他の項目(刃部形状など)は一定としたが、その他の項目を入れればなお一層複雑となる。

なお、上記実験式の範囲は一応次のように決定する。

$$50 \text{ m/min} < V < 300 \text{ m/min}$$

$$0.05 \text{ mm/tooth} < f_z < 0.40 \text{ mm/tooth}$$

$$0.5 \text{ mm} < d < 4.0 \text{ mm}$$

また、切削動力は

$$kw_1 = \frac{Z_n \cdot F \cdot V}{102 \times 60} \quad (\text{切削動力})$$

$$kw_2 = \frac{Z_n \cdot F \cdot V}{102 \times 60 \times \eta} \quad (\text{工作機械の動力})$$

Z_n : 被削材中の同時喰込み刃数

η : 機械効率(約80%程度)

表4 切削条件による切削抵抗の比較表

切削速度 V	1刃当りの送り f_z	切込み d	摩耗幅 V_B	実測値 kg	計算値 kg	誤差率 %
50	0.15	1.50	0	87.0	88.6	+1.8
90	0.15	1.50	0	73.0	74.3	+1.8
130	0.15	1.50	0	63.2	66.5	+5.2
170	0.15	1.50	0	60.0	61.4	+2.3
210	0.15	1.50	0	56.0	57.6	+2.9
250	0.15	1.50	0	55.0	54.8	-0.4
290	0.15	1.50	0	53.9	52.2	-5.0
70	0.10	1.50	0	60.0	59.0	-1.7
70	0.20	1.50	0	95.1	95.9	+0.8
70	0.30	1.50	0	129.7	126.9	+2.0
70	0.40	1.50	0	159.1	155.5	-2.3
150	0.10	1.50	0	46.0	47.0	+2.0
150	0.25	1.50	0	83.5	89.0	+7.0*
150	0.40	1.50	0	137.0	123.8	-9.6*
230	0.10	1.50	0	46.2	41.5	-10.2*
230	0.25	1.50	0	80.6	78.6	-2.5
230	0.40	1.50	0	110.0	109.3	-0.6
100	0.15	1.00	0	43.5	50.7	+6.7*
100	0.15	2.50	0	107.0	110.5	+3.3
100	0.15	4.00	0	167.0	164.7	-1.4
150	0.15	1.00	0	44.4	44.8	+0.7
150	0.15	2.50	0	98.5	97.7	-0.8
150	0.15	4.00	0	160.0	145.0	-15.6*
150	0.15	1.50	0.07	70.5	71.6	+1.6
150	0.15	1.50	0.20	79.5	77.1	-3.0
150	0.15	1.50	0.40	89.2	86.2	-3.4
150	0.15	1.50	0.60	96.5	94.1	-2.5
190	0.15	1.50	0.05	67.0	65.1	-2.8
190	0.15	1.50	0.10	71.0	69.0	-2.8
190	0.15	1.50	0.30	81.0	76.3	-5.8
190	0.15	1.50	0.60	94.0	87.7	-6.7*
90	0.15	1.50	0.05	75.2	82.1	+9.2*
90	0.15	1.50	0.15	82.0	89.5	+9.1*
90	0.15	1.50	0.30	90.5	96.3	+6.4*
90	0.15	1.50	0.60	103.0	109.9	+6.7*

注) ※印は $\frac{\text{実測値} - \text{計算値}}{\text{実測値}} \times 100 (\%)$ の値が6%を越えているものに記す。

IV 結 言

1 切削抵抗(動力)は切削条件さえ決定すれば正確に解明されるが、その他の因子を知ることも大切である。

その他の因子とは工作機械の剛性、被削材の組織、物性などである。

2 切削抵抗の測定には同一条件で多くくり返している
ので良い値が出ているものと思う。

切削条件のうち、切削速度、1刃当りの送りおよび切
込みなどの Factor を知ることができた。

3 工具摩耗による切削抵抗は決して正比例的なもの
ではなさそうで摩耗力以外に他の因子が多く融合してい
るといえる。

また、摩耗の状態も切削生成からしてチャンファー部
の方が速く摩耗するものと推測される。

4 機械構造用炭素鋼 S35C (焼ならし) に対する切
削加工の実験式を得ることができた。

この切削試験は工業技術院機械試験所で行なったもの

であり、切削力の考慮に役立つものと思う。

生産加工部竹山課長には常に御指導いただき、合わせ
て発表を許可されたことに対し厚く感謝の意を表しま
す。

文 献

- 1) 竹山, 奥島; マシナビリティ,
Vol 5 No. 1 (1967) 12
- 2) 佐田 ; 精密機械,
Vol 32 No. 3 (1966) 92
- 3) C. Shaw ; Metal Cutting principles, third
printing (1965) 11, 54~57

正面フライス切削に関する研究 (第3報)

工具摩耗の進行について

片岡 豊, 正岡 忠, 吉池 啓佑

I 緒 言

正面フライス切削における超硬工具の摩耗、損傷はその切削が断続切削であるために1義的要因として機械的破損によるチャッピング、欠けなど、また物理・化学的なはく離、拡散現象と2義的要因として熱サイクルによる熱疲労によっても影響するのでその形態が連続切削のそれとは異なるものと思われる¹⁾。

すなわち、正面フライス切削の工具摩耗は連続切削でいわれる耐摩耗性、耐熱性のほかに、切削のたびごとに衝撃にさらされること、温度サイクルによる熱疲労破壊に耐えること、また切削機構の特異性からしても可成り複雑な形態の工具摩耗の進行をするのであろうということを予期して切削試験を行なった。

II 実験方法と実験装置

1. 工作機械

(1) フライス盤

豊田工業株式会社 ZIC型
 テーブル寸法 1200mm×300mm
 主軸端テーパードアメリカンスタンダードテーパード #40
 主軸回転数、変換数 60~3000r.p.m. 12種
 送り速度、変換数 15~600mm/min. 9種
 主軸用・送り用電動機 2.2kw, 0.55kw

(2) 工具研削盤

昭和精密工業
 GTJ-4型 超硬工具研削盤
 GC砥石 GC120HV
 ダイヤモンド砥石 D150H1.5M
 研削剤 ジェンソンワックスMS

2. 計測機器

(1) 移動顕微鏡

日本光学製 対物レンズ×10 対眼レンズ×4

3. 切削工具

(1) 工具材種

イグタロイ ST3 (P30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 (双先の径100mmφ)

(4) 双部形状 表1 双部形状について

名称	工具 1	2	3 (旋削工具)
半径方向すくい角	-3°	-3°	-3°
軸方向すくい角	0°	0°	0°
正面切双角	15°	15°	15°
外周切双角	15°	15°	15°
正面逃げ角	5°	3°	5°
外周逃げ角	5°	3°	5°
面とり (チャレプファー)	0.50, 0.24 0.67, 0.90	0.47, 0.59	0.58
面とり角度	切双角に 対して対称	同左	同左

4. 被削材

(1) JIS-G-3102 機械構造用炭素鋼 S55C

(焼準状態)

(2) JIS-G-3101 一般構造用圧延鋼材 SS41

表2 機械的性質

被削材	降伏点 (kg/mm ²)	引張り強さ (kg/mm ²)	伸び (%)	絞り (%)	ブリネル硬さ (H _B)
S55C (焼準状態)	41.3	69.6	22.0	37.1	201
SS41	23.5	43.1	33.2	52.6	116

5. 被削材とカッターとの相対的位置

(1) エンゲージアングル (E) 19°20'

ディセンゲージアングル (D・E) 43°10'

(2) 旋削における条件

V=210m/min

f=0.16mm/rev

$d = 1.30\text{mm}$

6. 切削条件

- (1) 工具の双数 (Z) 1本
 (2) 切削速度 (V) 120.6, 94.2, 73.1
 m/min
 (3) 一刃当りの送り (f_z) 0.156, 0.20, 0.26
 mm/tooth
 (4) 切込み (d) 1.30mm
 (5) 切削幅 (B) 62mm
 (6) 面とり (チャンファー) (C) 0.24~
 0.90mm

7. 実験要領

試験は準備された被削材を所要の双先に調整研削された工具によって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した。

■ 実験結果と考察

1. チャンファーと切削条件

正面フライス切削におけるチャンファーの形状が工具寿命に与える影響はその双先の構成上、断続切削による工具双先の耐衝撃性の相異から極めて大きなものがありこれらの損傷はいわゆる初期破損の発生となる。

図1、図2、図3はチャンファーの大きさと切削条件の変化によるフランク摩耗幅の変化を示したものである。

図1のようにチャンファーの形状が切削条件(特に1刃当りの送り)に似合ったものでないと終期破損に至らない。

また、0.67mm チャンファーのときは初期破損に近い状態で寿命に達しているが、切削初期においてすくい面の切込に発生したチャIPPINGとフランク面に発生した異常摩耗とによって加速度的に進行したものと思われ、断続切削のときの工具の摩耗はフランク摩耗によって寿命

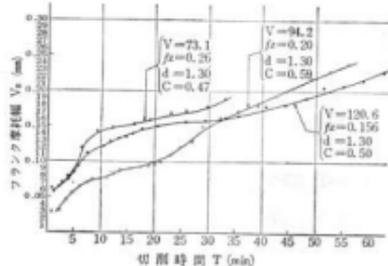


図1-1 切削時間とフランク磨耗との関係

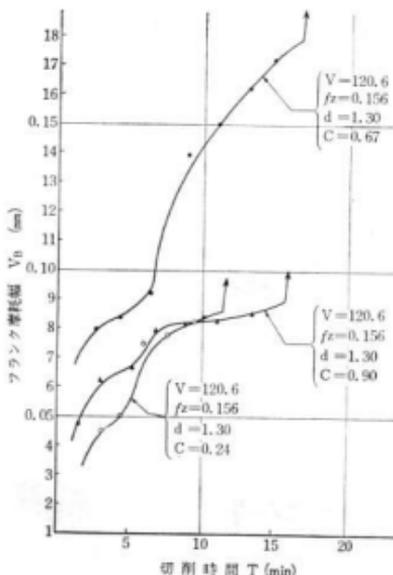


図1-2 切削時間とフランク磨耗との関係

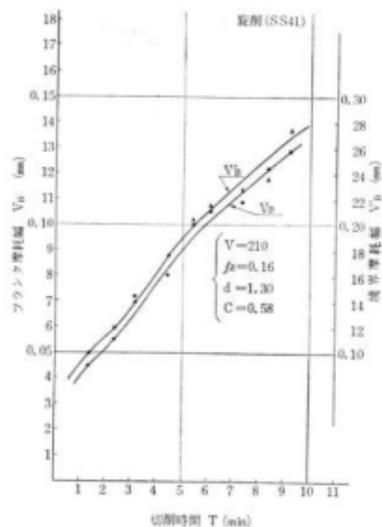
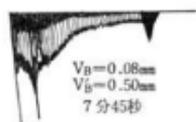
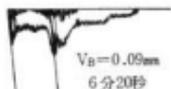
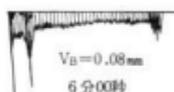
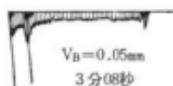
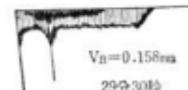
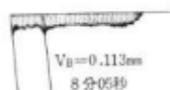
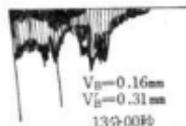
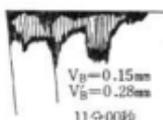
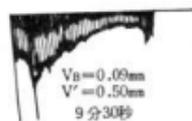


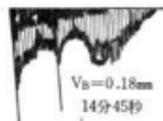
図2 切削時間とフランク磨耗との関係



(1) 刃部形状 (0, -3, 5, 5, 15, 15, 0.24)



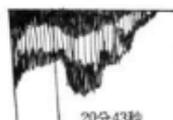
(2) 刃部形状 (0, -3, 5, 5, 15, 15, 0.50)



に達するのが普通であり²⁾、すくい面摩耗、境界摩耗というものは比較的起りにくいように推測される。

2. 工具摩耗の時間的経過

図4に時間経過に基づく工具摩耗を示すがフランク面に異常な摩耗痕が生ずれば初期破損を助長し、そうでない摩耗のときは寿命も可成り伸びて終期破損となるが、この正面フライス切削では切削初期においてこのほか切刃のダルネスが急速に発生し、次の段階において摩耗



(3) 刃部形状 (10, -3, 5, 5, 15, 15, 0.67)

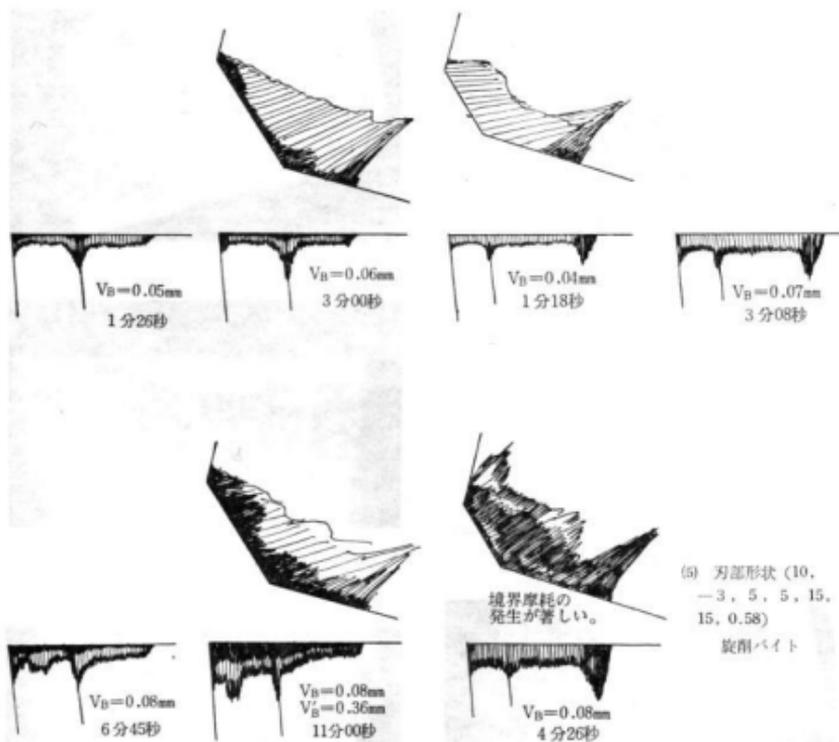


図3 工具磨耗の状態

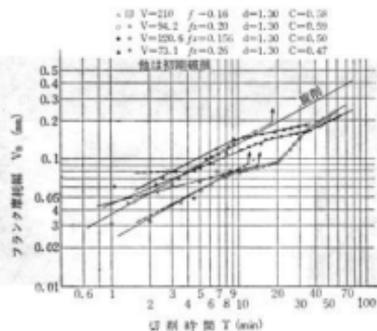
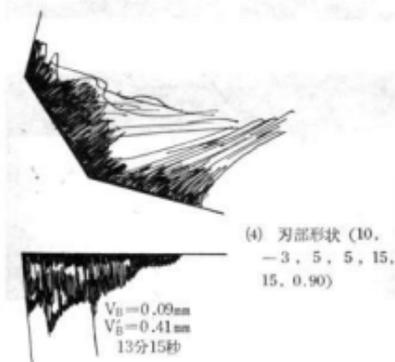


図4 フランク磨耗の経過曲線

痕の延び率は減少する。

正面フライス切削のときは初期破損、終期破損を問わず可成り複雑であり、延び率が減少したあとでの摩耗の進行速度が加速度的に来るか来ないかが工具寿命に大きな要因となるものと考えられる。

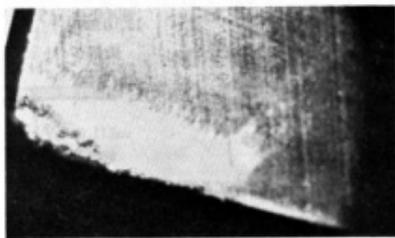
旋削のときは可成りの正比例関係があり相関係数も0.93であるが、正面フライス切削における相関係数は0.68であった。

何れにせよ、この終りに来る摩耗の進行速度が工具寿命の判定になるものと推測される。

正しく工具研削された切削工具は平面に研削されており、一度切削を開始すれば切削力による切削圧力はそれほど変化しない旋削とは異なり、正面フライス切削においては切削力による切削圧力は常に変化し、また切刃のダルネスによる摩耗が生じた後はトロコイド曲面に沿ってフランク面の摩耗幅が修正されることに起因する切削様式の特異性によって摩耗経過に相異を生じたものと推察される。

3. 観察された工具摩耗

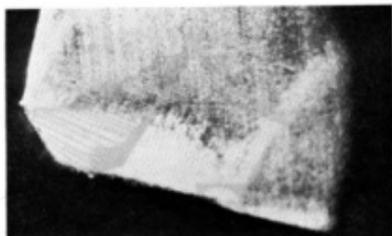
一般にチャンファの形状は直線より円弧状に研削した方が工具寿命の点で長くなるも²⁾試験では直線に研削しており切削中の工具の摩耗状態を写真1に示す。



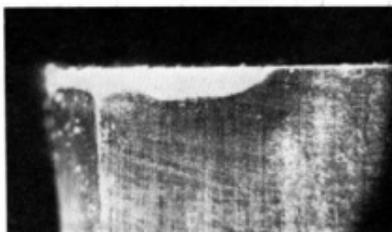
チャンファが小さく、刃先のはく離が著しく切削条件に無理をしている。



切刃縁の摩耗進行が著しい(初期破損)
切削時間 12分02秒
(1) 双部形状 (0, -3, 5, 5, 15, 15, 0.24)



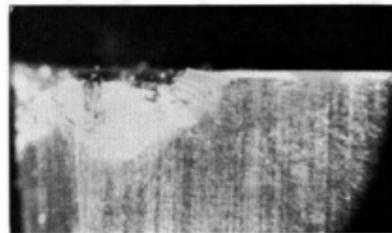
切刃にダルネスが見られる。



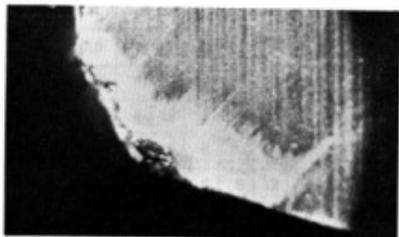
正常な摩耗状態(終期破損)
切削時間 62分34秒
(2) 双部形状 (0, -3, 5, 5, 15, 15, 0.50)



外周切刃角のはく離がすくい面まで延びている。



異常摩耗によってのはく離されている。
切削時間 20分43秒
(3) 双部形状 (0, -3, 5, 5, 15, 15, 0.67)

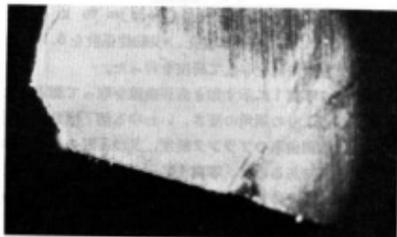


チャンファーが大きくそのため切削条件に無理
をしている。(初期破損)

切削時間 15分12秒

(4) 刃部形状 (0, -3, 5, 5, 15, 15, 0.90)

旋削用バイト



境界摩耗が見られる。

切削時間 9分15秒

(5) 刃部形状 (0, -3, 5, 5, 15, 15, 0.58)

写真1 工具摩耗のすくい面の状態

この図において切刃後に相当する部分に鋭利で深い摩
耗痕が発生しているが、工具寿命が終期破損まで行ける
ようなときにはチャンファー部の摩耗幅とフランク面の
摩耗幅とは大差なく安定し、工具寿命が初期破損によっ
て決定されるときには何れの部分から発生するか一概に
はいえそうにない。がしかし直線研削では切刃後に発生
する摩耗痕が生長するのが多いようである。

一度、鋭利な摩耗痕になればその助長は非常に速
く、またフランク面のはく離、拡散現象は一段と激しく
なっていることが観察される。

工具寿命に関してそれが終期破損か、初期破損かの区
別は摩耗幅の伸び率がある程度おちついた後の立ちあがり
時間(切削開始後10分~15分程度)における摩耗痕が
重要であると推測される。

IV 結 言

正面フライス切削における工具摩耗の時間的経過を観
察した結果、次のようなことがいえる。

1. 正面フライス切削における工具寿命はトロコイ
ド曲線に沿って摩耗幅が修正されるために摩耗の時間的
経過において摩耗の進行速度が一度減少し、その後復帰
するという変化をするものと推測される。

2. 切削初期における切刃のダルネスは連続切削よ
りも著しく、また炭素鋼を旋削したときに見られる境界
摩耗は切削現象の相異からであろうが起りにくいように
思われる。

正面フライス切削における切削後期の機械的なはく
離、拡散現象には著しいものがある。

3. この切削試験程度の正面フライス切削における
(含工作機械、切削工具)工具寿命の判定には初期破損
か、終期破損かを見出すときに切削時間が10分~15分程
度の場合のクランプ摩耗のあり方が重大である。

文 献

- 1) 奥島 他;精密機械
Vol 34, No. 5 (1968) 345
- 2) 機械試験所所報;生産加工技術に関する研究—特
集号—

Vol 15 No. 4 (1961) 147

研削歯車に関する研究 (第1報)

研削歯車の切下げについて

山崎 隆志, 岡崎 悪

1 緒 言

ラック形工具により歯切りをする場合、歯先の隅角が歯車の作用線と基礎円との接点、すなわち干渉点以下になると、工具の隅角によってインポリュート面が削り落とされ、いわゆる切下げが生じる。

Reishauer 社歯車研削盤(スイス)、同本工作機械製作所歯車研削盤等によって、歯車を研削する場合、ラック歯形をもった1条のウォーム状砥石により研削されるので、歯数の少ない歯車を製作する場合当然切下げが問題になる。

標準ホブにおいては工具の歯先に丸みがつけてありその半径は通常

$$r = \frac{km}{1 - \sin \alpha_c}$$

$$km = c \quad (c: \text{頂ゲキ})$$

で隅角は q' になっている。

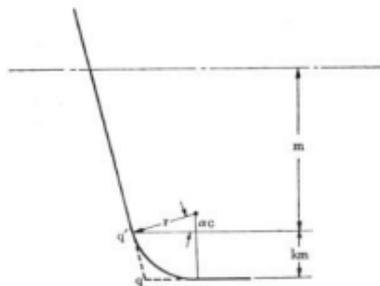


図1 ラック形工具の形状

研削砥石の場合は直線刃を持ったダイヤモンド工具で砥石面を修正するので隅角は q になっていると考えられ、切下げに大きな影響を与えるが、実際には研削工程初期に於いてこの隅角 q は落されてある程度の丸みをもつと考えられるので實際上出来る切下げは、隅角 q によって出来るよりも小さいものと想像される。

砥石の隅角に丸み r がつくものとする、当然砥石の歯先の長さを $(1+k)m$ に作らねばならないが、これらに関する資料はなく経験により砥石の歯先の長さは、

$(1.25 \sim 1.35)m$ にして研削されているが、これらを実験により確かめた。

II 実験方法

実験に使用した歯車研削盤は、同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。

被削歯車の諸元は、表1に示す如きもので研削条件は切込み0.05(歯面に対しては0.025mm)、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1500rpmで研削した。

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	熱処理
1.5	14.5°	16	0	8mm	S45C	焼入

実験方法は砥石の歯先の長さ $(1+k)m$ の k の値を0~0.64までの間で種々に変え、又転位係数を0.1~0.6の範囲で種々の値を与えて研削を行った。

切下げは写真1に示す如き歯形曲線を取って測定したが、干渉点よりの隅角の深さ、いわゆる切下げ量を測定する事は被削歯車のプランク精度、又は記録の倍率等の関係で困難であるので、写真1に示すように切下げにより生じたクボミの最大深さを、切下げの程度を測定することにした。

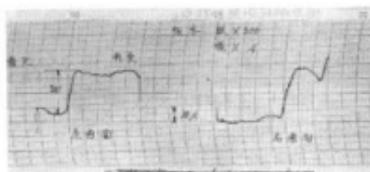


写真1 研削して切下げを起こした歯形曲線

III 実験結果

表1の被削歯車を砥石の歯先の長さを種々に変え、種々の転位係数を与えて研削して生じた切下げによる窪みの深さは、表2に示す如くである。

表2 切下げにより生じた窪みの最大深さ (μ)

x	k										
		0	0.100	0.170	0.200	0.270	0.360	0.430	0.500	0.64	
0.1		2	4	10	13	17	22	29	33		
		1	4	12	12	18	20	30	29		
0.2		0	3	6	6	10	15	20	24	32	
		0	6	7	6	9	12	20	22	29	
0.3125			4	3	4	5	10	8	14	19	
			0	5	5	5	10	10	16	17	
0.4			0	0	0	0	5	7	10	16	
			0	0	0	0	3	6	7	15	
0.5					0	0	0	3	8		
					0	0	0	4	4		
0.6								0	0		
								0	0		

表中 上の数値：左歯面 下の数値：右歯面

研削砥石をラック形に整形して図1に示す隅角 q により研削されるものとする。切下げによって生ずる窪みの深さ $\mu^{(1), (2)}$ は

$$\mu = -\frac{\pi}{360} T \mu \text{ mm} \text{ で与えられる}$$

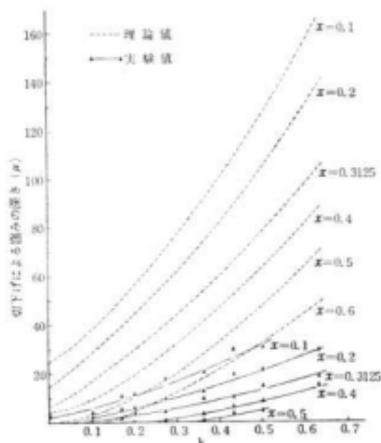


図2 窪みの深さとKとの関係

$$\text{ここに } \mu = \sqrt{1 - \frac{\Delta}{r_0}}$$

Δ : ラック状砥石のピッチ線よりの切込深さ

r_0 : 切削歯車のピッチ円半径

$$\gamma = \theta'' + \frac{90}{\pi} (\tan \alpha_c \cos 2\theta - \sin 2\theta)$$

$$- \frac{180}{\pi} (\alpha_c - \frac{1}{2} \tan \alpha_c)$$

$$\frac{\Delta}{r_0} = \frac{1 - \cos 2\theta}{2}$$

この理論式による窪みの深さ、及び実験した被削歯車に実際に生じた窪みの深さ（左歯面と右歯面の平均値とする）を図2に比較する。

被削歯車の歯数が少なくて切下げが生じる場合、研削砥石の隅角 q を干渉点の深さに転位すればよい。又砥石の歯先が k mm だけ長くなるとそれだけ転位量を増せばよい。すなわち転位係数 $x \geq 1 - x \sin^2 \alpha_c / 2 + k$ でなければならぬ。

実験に使用した被削歯車の歯数は16枚であるので、研削砥石の砥石の長さ $k=0$ の場合、転位係数 $x=0.5$ のとき切下げが生じないことは、図2の理論値が示す通りであるが、実際に研削された歯車に於ては、 $x=0$ 、 $x=0.2$ で切下げがなくなっている。同様に切下げを生じない条件は大体 $k=0.1$ で $x=0.3$ 、 $k=0.2$ で $x=0.4$ 、 $k=0.3$ で $x=0.5$ となっている。

以上の結果から研削砥石の隅角には $r = \frac{k \text{ mm}}{1 - \sin \alpha_c}$ において、 $k=0.3$ 程度の丸りが生じているものと思われる。

IV 結 言

以上の実験により、ラック歯形をもったウォーム状砥石により歯車を研削する場合、次の事が言える。

1. 研削砥石は最初ほぼ完全なラック形に整形されても隅角は、研削初期に於て落され、切下げ量は理論値より大幅に小さくなる。
2. 本実験に供した被削歯車を研削する場合、砥石の隅角には約 $r = \frac{0.3 \text{ mm}}{1 - \sin \alpha_c} = 0.6$ 程度の丸りがつく。
3. 上記のことからラック歯形をもったウォーム状砥石を整形する場合砥石の歯先長さは $1.3 \times \text{mm}$ (モジュール) 程度にする必要がある。

文 献

- 1) 歯車便覧編集委員会編：歯車便覧 (1962) 168
- 2) 中田 孝：転位歯車 (1949) 72

研削砥石結合剤に関する研究 (第3報)

長石—粘土—フリット系砥石結合剤について

森田 健次, 山 縣 康 男

I 結 言

近年砥石焼成窯および焼成技術の進歩により焼成中の炉内の温度差が少なくなり、従って砥石結合剤の焼成温度範囲が小さくても使用されるようになって来た。砥石結合剤にフリットが使用される理由として、砥石焼成温度を下げる、機械的強度を上げるなどが考えられる。これは結合剤の溶融点を下げることによって結合剤と砥粒の境界面積の増加や界面反応の進行および結合剤自身の強度増加などによるものと思われる。

C系砥石結合剤として長石、粘土、フリット三原料の混合割合をえ、それで砥石を作り、曲げ強さとの関係を調べた。

II 実験方法及び試料

1. 原 料

結合剤原料は釜戸長石、蛙目粘土および市販フリットである。各原料は100メッシュのフルイを通過したものをを使用した。その分析値および混合割合は表1、表2の通りである。

2. 試料の作製

混合割合(重量比)は黒色炭化珪素質砥粒(C#60)100

に対して結合剤20を加え、のりとして10%デキストリン溶液を適量加えてよく混合した後、成形圧100kg/cm²で砥石を成形した。試験体の大きさは23×20×80mmである。焼成は炭化珪素質熱体電気炉で最高温度1300°C1時間保持した後放冷した。

III 実験結果と考察

曲げ強さ、結合度および見掛け気孔率の実験値は表3の通りである。なお実験値は同一試料三本の測定値の平均値である。

かさ比重は大体1.84であるが気孔率の大きい結合剤No. 4, No. 11の砥石が1.83で気孔率の小さい砥石No. 9, No. 7が1.85である。結合剤の耐火度の低いNo. 1, 3, 5, 6, 7, 9, 10 (SK 6a~7*)は機械的強度が高く、耐火度の高いNo. 2, 4, 8, 11 (SK 9~11)は比較的機械強度は低く出ている。

長石を一定の割合で粘土とフリットの割合の変化と強度の関係をグラフに描くと図1の様になる。

長石60%の場合フリットの量が25%まで増すにつれて強度も増している。フリットの量が25%と30%では強度的にほとんど差がなく最高強度であることがわかる。長石65%の場合フリット量が20%ではまだ強度は

表1 各原料の分析値

	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	CaO	MgO	K ₂ O	Na ₂ O	Ig. loss
釜戸長石	74.94	14.29	0.09	0.20	0.67	4.70	4.63	0.38
蛙目粘土	47.38	36.85	1.39	0.56	0.61	0.16	0.50	12.51
フリット	48.40	27.06	0.15	1.55	22.51	0.11	0.20	—

表2 結合剤の調合比(各結合剤の磨け具合の参考として耐火度を示す)

結合剤	釜戸長石	蛙目粘土	フリット	耐火度	結合剤	釜戸長石	蛙目粘土	フリット	耐火度
No. 1	70	15	15	SK 7+	No. 7	60	10	30	SK 7-
2	65	25	10	≒ 10	8	55	25	20	≒ 9+
3	65	15	20	≒ 7	9	55	15	30	≒ 7-
4	60	25	15	≒ 10-	10	65	20	15	≒ 7+
5	60	20	20	≒ 7	11	70	20	10	≒ 11
6	60	15	25	≒ 7-					

表3 砥石の曲げ強さ、結合度、気孔率の測定値

結合剤	曲げ強さ (kg/cm ²)	結合度 (mm)	気孔率 (%)	結合剤	曲げ強さ (kg/cm ²)	結合度 (mm)	気孔率 (%)
No. 1	233	0.59	38.5	No. 7	251	0.54	38.3
2	232	0.77	39.9	8	228	0.64	39.8
3	247	0.55	38.0	9	256	0.51	38.0
4	234	0.72	39.7	10	236	0.58	38.6
5	249	0.56	38.8	11	187	0.80	40.2
6	256	0.53	38.7				

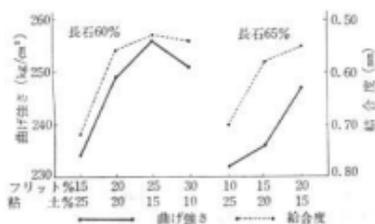


図1 砥石の曲げ強さ結合度曲線

上昇過程にある。

IV 結 言

長石、粘土、フリットの三原料の混合割合をかえて砥石を作り、曲げ強さを測った。その内では、長石60、粘土15、フリット25という割合が最も強く出た。砥石結合剤にフリット量を増すと結合剤の溶融点を下げるけれどもあまり下げると砥石がふくれたりする欠点が出てくる。この実験でも溶融点の低い結合剤ほどふくれる傾向にあった。

オキシクロライド砥石の研究 (第1報)

マグネシアセメント砥石の曲げ強さについて

山 景 康 男, 永 富 精

I 緒 言

マグネシアと塩化マグネシウム水溶液の反応によるマグネシウムヒドロオキシクロライドの凝結作用を利用してセメントを得る。セメント砥石はこのセメントを結合材として砥粒を固めて作るものである。この砥石は被削材に対する“あたり”がやわらかく、セメントの吸熱反応が大きいため、対物の研削加工に使用されている。マグネシアセメントは凝結固化がすみやかで、強度はポルトランドセメントに匹敵し、軽量で、ある程度弾性に富むなど長所もあるが、塩類を使用するため耐水性がなく発汗し易い欠点がある。従って長期間放置すると砥石の強度が落ちるという問題が出てくる。このセメント砥石の強度を向上させることを目的として砥石の曲げ強さに影響を及ぼす要因を見い出すために実験を行なった。

II 実験方法と試料

1. マグネシアセメントの組成

マグネシアセメントの組成を知るためにマグネシアに塩化マグネシウム水溶液を加え、金型に入れて硬化させた後、X線回折、示差熱分析を行なった。

表1 マグネシアセメントの混合割合

試料	マグネシア (g)	塩化マグネシウム (g)	水 (cc)
No. 1	100	80	156
No. 2	100	100	136
No. 3	80	100	140

使用試薬

マグネシア：片山化学工業KK，試薬1級
塩化マグネシウム：〃

マグネシアと塩化マグネシウムのモル比は5：1を基本としてその上下4：1と6.25：1の三種類を作り、7日後と28日後のX線回折を行なった。図1はその代表的な回折線である。

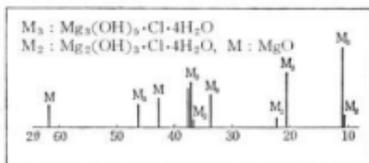


図1 マグネシアセメントのX線回折線

X線回折によると、セメントの組成は $Mg_2(OH)_2Cl \cdot 4H_2O$ である。7日後と28日後を比べると No. 1, No. 2, No. 3とも28日後の方が回折線の強度がやや強い。また、7日後でマグネシアは No. 1, No. 2, No. 3ともまだ認められるけれども28日後では No. 1にだけ残っており No. 2, No. 3には認められない。28日後で No. 3においては過剰の塩化マグネシウムがあるためか $Mg_2(OH)_2Cl \cdot 4H_2O$ も出来ている。No. 2, No. 3において $MgCl_2 \cdot 2MgCO_3 \cdot Mg(OH)_2 \cdot 6H_2O$ の回折線が認められる。どうしてこの様なものが出来たのか、はっきりした理由はわからないが、おそらく不純物として炭酸マグネシウムがあったか、それとも空気中の CO_2 を吸収してこの様な水和物が出来たものかとも思われる。

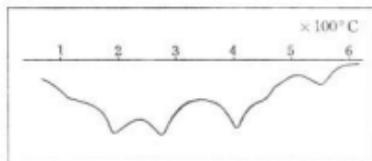


図2 マグネシアセメントの示差熱分析曲線

示差熱分析は28日後の測定であるが No. 1, No. 2, No. 3いずれもピークの高低はあるが、190°C, 270°C, 400°C, 550°C 附近に吸熱ピークがある。その中で400°C 附近のピークが最も大きい。なお参考値として No. 1, No. 2の曲げ強さを示すと No. 1が150kg/cm², No. 2が159kg/cm²である。溶解度は No. 1が21.3%, No. 2が24.0%, No. 3が38.3%である。この試

験方法は 試料を 粉砕し、30分煮沸してセメントを溶解し、その不溶物から溶解減量を求めた。

2. マグネシアセメント砥石の曲げ強さに及ぼす要因セメント砥石の曲げ強さに及ぼす要因を調べるために MgO と MgCl₂ の比、砥粒と MgO の比、珪石(添加物)の有無、水の量の4つの因子と2つの水準を表2の

表2 要因のわりつけ

因 子	水 準	
	1	2
A: MgCl ₂ /MgO	0.8	1.0
B: 砥粒/MgO	2	3
C: 珪石/MgO	0	0.5
D: 水量/MgO	1.17	1.43

表3 マグネシアセメント砥石の配合割合

試 料	砥 粒 (g)	マグネシア (g)	塩化マグネシウム (g)	水 (cc)	珪 石 粉 (g)	備 考
No. 1	200	100	80	117	0	A ₁ B ₁ C ₁ D ₁
No. 2	200	100	80	143	50	A ₁ B ₁ C ₂ D ₂
No. 3	300	100	80	117	50	A ₁ B ₂ C ₂ D ₁
No. 4	300	100	80	143	0	A ₁ B ₂ C ₁ D ₂
No. 5	200	100	100	117	50	A ₂ B ₁ C ₂ D ₁
No. 6	200	100	100	143	0	A ₂ B ₁ C ₁ D ₂
No. 7	300	100	100	117	0	A ₂ B ₂ C ₁ D ₁
No. 8	300	100	100	143	50	A ₂ B ₂ C ₂ D ₂

表4 セメント砥石の7日および28日の曲げ強さ

No.	曲げ強さ (kg/cm ²)							
	1	2	3	4	5	6	7	8
7日	97	71	109	76	116	86	111	99
28日	146	104	145	127	149	125	167	117

上記の測定値から7日後の強さの分散分析を行なうと、

表5-1 分散分析表(7日強度)

	s. s.	d. f.	m. s.	F ₀	F(0.05; 1,1)	F(0.01; 1,1)
A	435	1	s. s. に 対し	12.0	161	4,052
B	78	1	〃	2.2		
A × B	10	1	〃	—		
C	78	1	〃	2.2		
D	1275	1	〃	35.2		
A × D	15	1	〃	—		
e	36	1	〃			
計	1927	7				

ように選んだ。

4 因子、2水準を 2⁴(L₈)型直交配列表にわりつける
と配合割合は表3の通りである。

使用試薬

マグネシア: 片山化学工業KKK, 試薬1級

塩化マグネシウム: " "

砥 粒: WA#120 昭和電工製

混合した試料は 4×4×16cmの金型に流し込んで成形
自然硬化させた。7日後と28日後の曲げ強さを測定した。

■ 実験結果と考察

7日後および28日後の砥石の曲げ強さの測定値を表4
に示すと

A × B, A × Dのいずれの交互作用も有意でないので
誤差分としてプールした後、分散分析なおすと、

表5-2 分散分析表(7日強度)

	s. s.	d. f.	m. s.	F ₀	F(0.05; 1,3)	F(0.01; 1,3)
A	435	1	435	21.2*	10.1	34.1
B	78	1	78	3.8		
C	78	1	78	3.8		
D	1275	1	1275	62.8***		
e'	61	3	20.5			
計	1927	7				

水の量は信頼率99%で有意であり、MgCl₂/MgOは
信頼率95%で有意である。

28日後の曲げ強さの分散分析を行なうと、

水の量が高度に有意であり、MgCl₂/MgOと砥粒/
MgOが有意である。すなわち、塩化マグネシウム水溶
液は7日、28日も砥石の曲げ強さに大いに影響を及ぼ
すことになる。それに、MgCl₂/MgOと砥粒/MgOの比
も強さに関係することがわかった。水の量が多いと初期
強度も弱くなる。添加物の珪石粉を加えると、7日強度

表6 分散分析表(28日強度)

	s. s.	d. f.	m. s.	F ₀	F(0.05; 1,3)	F(0.01; 1,3)
A	162	1	162	11.3*	10.1	34.1
B	128	1	128	8.9		
C	312.5	1	312.5	21.8*		
D	2244.5	1	2244.5	157.9**		
e'	43	3	14.3			
計	2890	7				

から28日強度への増加を著しく妨げる。

IV 結 言

マグネシアセメント単味の試験ではセメント水和物の

組成は $Mg_3(OH)_2Cl \cdot 4H_2O$ であるが過剰の塩化マグネシウムがあると $Mg_2(OH)_2Cl \cdot 4H_2O$ が出来る。また炭酸マグネシウムがあると $MgCl_2 \cdot 2MgCO_3 \cdot Mg(OH)_2 \cdot 6H_2O$ が出来るようである。セメント砥石の曲げ強さに及ぼす要因としては塩化マグネシウム水溶液の濃度が大きく影響する。珪石粉をセメントへ添加するのはセメントの強度の増加を妨げることになる。実験の結果をまとめると以上の様になるが $Mg_3(OH)_2Cl \cdot 4H_2O$ と $Mg_2(OH)_2Cl \cdot 4H_2O$ のちがひ、塩化マグネシウム水溶液の適正濃度、セメント砥石の耐水性を良くするための添加物の問題などは今後の課題である。

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

木原 博, 浜岡 英男

1 緒 言

数年前より、鉄鋼関係の活性化に伴い、耐火材としての赤レンガ需要の伸びは漸増し、生産が限界に達した現有設備ではこれら増大する需要に応じ得なくなり、業界にあっては多量生産に適したトンネルキルンによる生産を真剣に考えるようになり、本県においても昭和41年秋に1社、その後2社が相つぎトンネルキルンを設置、着々その生産の実を挙げている。

一方、これら新方式により製出された製品品質の実態については現在まで余り把握されていないので、昭和42年度において業界の協力を得て前後2回にわたり相当数の製品につき品質試験を行なった。その結果を報告する。

2 実験方法と試料

1. 実験方法

採取した赤レンガを半切し、その一つを吸水率、他の一つを圧縮強度測定試料とし、JIS R. 1250-1951 に準拠し前記2物性を測定した。

2. 試料

試料はいずれも工場従業員により採取されたもので、窯出後、焼成炉用台車上に13段に積まれた製品を各段を単位とし、下部より順次番号を付し、各層毎に無作為に抽出、4個を1組とし、前期は56組(224試料)、後期は57組(吸水率供試体228試料、圧縮強度供試体227試料)をそれぞれA試料、B試料とした。試料はいずれも同一工場より採取されたものであるが、焼成条件を異にしている。(具体的条件はつまびらかではないが、B試料はA試料に比し焼成温度が高い。)

3 実験結果と考察

IIで述べた方法、試料により行なった試験結果を、吸水率は x 、圧縮強度はこれを y として表わし、各層順に、また層毎の平均値(\bar{x} または \bar{y})、範囲(R 、または R_y)を算出、表1、表2に記載した。

1. 焼成層と品質

窯内の構造特性により炉内温度の分布は異なるが、本実験に関しては図1、図2に示す如く、必ずしも一様

性は有しないが、おおむね6段目の試料を2測定値とも最良とし、これをピークとして上下層に移行するに伴い、その質が低下している。

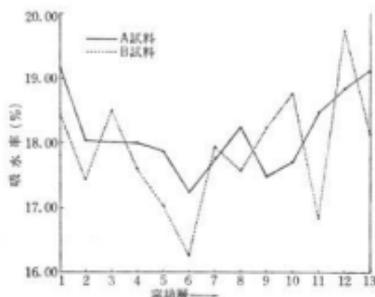


図1 層別吸水率(平均値)図

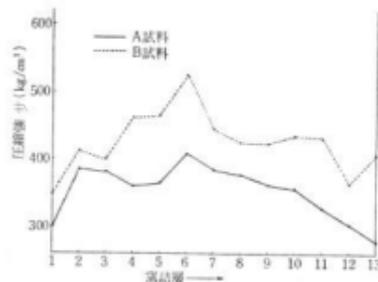


図2 層別圧縮強度(平均値)図

層別の試料数が不同であるので統計量としてはやや信頼性に欠けるところがあるが、上記傾向は圧縮強度について比較的明確に現われている。

層内の範囲(バラツキ)は比較的大であり、また層相互の規則性は認められない。

これは不均質原土の使用による坯土の相異性に負うところが大きいと思料するが、この点に関し規則的な実験を行っていないので、機会をみて検討したい。

2. 吸水率、圧縮強度間の相関性

表1, 表2にもとづき作成した相関度数分布表(表3, 表4)から, 2量間に相関性が認められたので, さらに相関表(表5, 表6)より2量それぞれの平均値, 標準偏差, 共変偏差, 相関係数および回帰係数等を求め, 2量間の関係式(回帰直線)を導出, その妥当性を吟味した。

まず諸統計量の算出を簡便にするため, 2物性の測定値を相関表に示すように等区間の級に分類し,

$$x_i = C_1 \xi_i + x_0, \quad y_j = C_2 \eta_j + y_0$$

なる変換を行ない, 新しい ξ_i, η_j をもって前述の諸統計量を算出した。

いま,

S_x : 吸水率の標準偏差

S_y : 圧縮強度の標準偏差

C_{xy} : 共変偏差

β_y : 圧縮強度の吸水率への回帰係数

r : 相関係数

\bar{x} : 吸水率平均値

\bar{y} : 圧縮強度平均値

とすれば x, y 2量間に $y - \bar{y} = \beta_y(x - \bar{x})$, y の x への回帰直線のまわりの標準偏差 $S_{y \cdot x} = \sqrt{S_y^2(1 - r^2)}$ なる

関係があることより y の x への回帰直線の式を求めた。すなわち,

A試料については

$$\bar{\xi} = \frac{\sum f_{ij} \xi_i}{n} = \frac{5}{224} = 0.022$$

$$\bar{x} = 18.25 + 0.022 \times 0.5 = 18.26$$

$$\bar{\eta} = \frac{\sum f_{ij} \eta_j}{n} = \frac{111}{224} = 0.496$$

$$\bar{y} = 325 + 0.496 \times 50 = 350$$

$$\frac{\sum f_{ij} \xi_i^2}{n} = \frac{665}{224} = 2.97$$

$$\frac{\sum f_{ij} \xi_i^3}{n} = \frac{1701}{224} = 7.59$$

$$\frac{\sum f_{ij} \xi_i \eta_j}{n} = \frac{1}{n} \sum \xi_i \eta_j S_1 = \frac{1}{n} \sum \eta_j S_2 = \frac{-453}{224} = -2.02$$

$$S_x^2 = C_1^2 \left\{ \frac{\sum f_{ij} \xi_i^2}{n} - \bar{\xi}^2 \right\} = (0.5)^2 \times$$

$$\{ 7.59 - (0.022)^2 \} = 0.25 \times 7.59 = 1.90$$

$$S_y^2 = C_2^2 \left\{ \frac{\sum f_{ij} \eta_j^2}{n} - \bar{\eta}^2 \right\} = 50^2 \times$$

$$\{ 2.97 - (0.50)^2 \} = 6800$$

$$C_{xy} = C_1 C_2 \left\{ \frac{\sum f_{ij} \xi_i \eta_j}{n} - \bar{\xi} \bar{\eta} \right\} = 0.50 \times 50 \times$$

$$\{ -2.02 - (0.022 \times 0.496) \} = -50.75$$

表3 吸水率—圧縮強度相関度数分布表

(A試料)

$y(\text{kg/cm}^2)$	$x(\%)$										計
	101~150	151~200	201~250	251~300	301~350	351~400	401~450	451~500	501~550	551~600	
14.51~15.00							1	2			3
15.01~15.50				2			1	1	1		5
15.51~16.00							1	1	1	1	4
16.01~16.50				1	4	4	1	3	1		14
16.51~17.00			1		4	3	3	4			15
17.01~17.50				2	6	4	5	3	1		21
17.51~18.00				4	4	4	6	3	8	2	31
18.01~18.50		1	3	1	11	6	6	1			29
18.51~19.00			6	2	7	9	4	2			30
19.01~19.50		1	5	5	7	7	3				28
19.51~20.00	1		4	7	10	1	2				25
20.01~20.50			1	5	2	3					11
20.51~21.00			1	2	1						4
21.01~21.50			1		1	1					3
21.51~22.00				1							1
計	1	2	26	32	57	45	30	25	5	1	224

表4 吸水率—圧縮強度相関度数分布表

(B試料)

y (kg/cm ²) x (%)	201~250	251~300	301~350	351~400	401~450	451~500	501~550	551~600	601~650	651~700	計
14.51~15.00					3				1	1	5
15.01~15.50							3			2	5
15.51~16.00				2	2	5	1	3	1		14
16.01~16.50		1	2	3	5	2	7	2			22
16.51~17.00		1	1	3	10	8	7	3	1		34
17.01~17.50	1		3	9	3	10	6	3	1	2	38
17.51~18.00		2	3	8	4	7	3	2			29
18.01~18.50		2	5	5	6	1	1				20
18.51~19.00		1	5	5	1	2					14
19.01~19.50		1	2	4	5	3					15
19.51~20.00	3	1	2	4	2	2					14
20.01~20.50		1	1		3						5
20.51~21.00		2	3	1							6
21.01~21.50	1	1		1	1						4
21.51~22.00		1		1							2
計	5	14	27	46	45	40	28	14	4	4	227

$$S_x = \sqrt{1,900} = 1.38$$

$$S_y = \sqrt{6800} = 82$$

$$\hat{\beta}_y = \frac{C_{xy}}{S_x^2} = \frac{-50.75}{1,900} = -26.71$$

$$\gamma = \frac{C_{xy}}{S_x S_y} = \frac{-50.7}{1.38 \times 82} = -0.45$$

$$\therefore y - 350 = -26.71(x - 18.26)$$

$$\therefore y = -26.71x + 838$$

$$S_{yy}^2 = S_y^2(1 - \gamma^2) = 6800 \times (1 - 0.45)^2 = 5440$$

$$S_{yy} = 73.8$$

同様に、B試料については

$$\bar{\xi} = -1.128$$

$$\bar{x} = 17.69$$

$$\bar{y} = 0.053$$

$$\bar{y} = 428$$

$$S_x^2 = 2.20$$

$$S_y^2 = 8825$$

$$C_{xy} = -72.5$$

$$S_x = 1.48$$

$$S_y = 94$$

$$\hat{\beta}_y = -32.95$$

$$\gamma = -0.52$$

$$y - 428 = -32.95(x - 17.69)$$

$$\therefore y = -32.95x + 1011$$

$$S_{yy}^2 = 6442$$

$$S_{yy} = 80.3$$

なお、 n 組の測定値 (x_i, y_i) の中、不等式

$$|(y_i - \bar{y}) - \hat{\beta}_y(x_i - \bar{x})| \leq 2 S_{yy} (\lambda > 1)$$

を満足するものの個数 n' は

$$n' > n(1 - \frac{1}{\lambda^2})$$

であることよりA, B両試料についての関係式を吟味する。

すなわち、

$$\lambda = 2$$

とすれば、上式を満足する範囲は図3、図4の如くなり、これらの範囲による試料はいずれも全試料数の80%以上である。

また、この図より、B試料はA試料に比し、吸水率の変動に対する圧縮強度の影響は比較的鋭敏で、かつ偏差が大であることが認められた。

これはB試料が、A試料に比し焼成温度が高いことより、焼成温度を上昇させれば一層良質な製品が得られる

表5 吸水率—圧縮強度相関表

(A試料)

ξ	η 圧縮強サ (kg/cm ²)	-4	-3	-2	-1	0	1	2	3	4	5	f_i	$\xi_i f_i$	$\xi_i^2 f_i$	$S_{11} = \sum f_i \xi_i^2$	$\xi_i S_1$
		101 ~150	151 ~200	201 ~250	251 ~300	301 ~350	351 ~400	401 ~450	451 ~500	501 ~550	551 ~600					
-7	14.51~15.00							1	2			3	-21	147	8	-56
-6	15.01~15.50				2		1	1	1			5	-30	180	4	-24
-5	15.51~16.00							1	1	1	1	4	-20	100	14	-70
-4	16.01~16.50				1	4	4	1	3	1		14	-56	224	18	-72
-3	16.51~17.00			1		4	3	3	4			15	-45	135	19	-57
-2	17.01~17.50				2	6	4	5	3	1		21	-42	84	25	-50
-1	17.51~18.00			4	4	4	6	3	8	2		31	-31	31	32	-32
0	18.01~18.50		1	3	1	11	6	6	1			29	0	0	11	0
1	18.51~19.00			6	2	7	9	4	2			30	30	30	9	9
2	19.01~19.50		1	5	5	7	7	3				28	56	112	-5	-10
3	19.51~20.00	1		4	7	10	1	2				25	75	225	-14	-42
4	20.01~20.50			1	5	2	3					11	44	176	-4	-16
5	20.51~21.00			1	2	1						4	20	100	-4	-20
6	21.01~21.50			1		1	1					3	18	108	-1	-6
7	21.51~22.00				1							1	7	49	-1	-7
	f_i	1	2	26	32	57	45	30	25	5	1	224	5	1701		-453
	$\eta_i f_i$	-4	-6	-52	-32	0	45	60	75	20	5	111				
	$\eta_i^2 f_i$	16	18	104	32	0	45	120	225	80	25	665				
	$S_2 = \sum f_i \xi_i^2$	3	2	36	46	26	-1	-28	-61	-13	-5					
	$\eta_i S_2$	-12	-6	-72	-46	0	-1	-56	-183	-52	-25	-453				

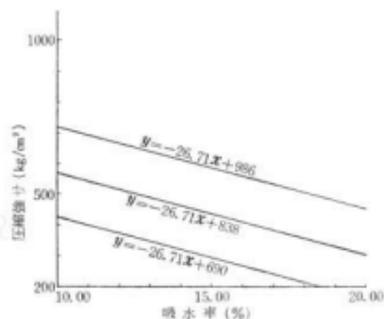
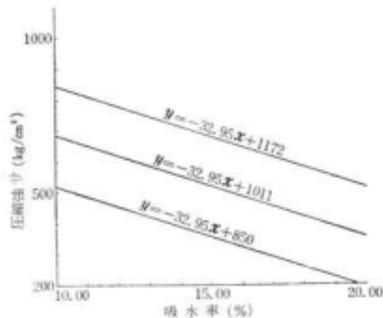
図3 圧縮強サの吸水率に対する回帰直線および $\lambda=2$ のときの限界直線 (A試料)図4 圧縮強サの吸水率に対する回帰直線および $\lambda=2$ のときの限界直線 (B試料)

表6 吸水率—圧縮強度相関表

(B試料)

ξ	η 圧縮強サ (kg/cm ²) 吸水率(%)	-4	-3	-2	-1	0	1	2	3	4	5	f_i	$\xi_i f_i$	$\xi_i^2 f_i$	$S_1 = \sum f_i \eta_i$	$\xi_i S_1$
		201 ~250	251 ~300	301 ~350	351 ~400	401 ~450	451 ~500	501 ~550	551 ~600	601 ~650	651 ~700					
-7	14.51~15.00					3			1	1		5	-35	245	7	-49
-6	15.01~15.50							3			2	5	-30	180	16	-96
-5	15.51~16.00				2	2	5	1	3	1		14	-70	350	18	-90
-4	16.01~16.50		1	2	3	5	2	7	2			22	-88	352	12	-48
-3	16.51~17.00		1	1	3	10	8	7	3	1		34	-102	306	27	-81
-2	17.01~17.50	1		3	9	3	10	6	3	1	2	38	-76	152	26	-52
-1	17.51~18.00		2	3	8	4	7	3	2			29	-29	29	-1	1
0	18.01~18.50		2	5	5	6	1	1				20	0	0	-18	0
1	18.51~19.00		1	5	5	1	2					14	14	14	-16	-16
2	19.01~19.50		1	2	4	5	3					15	30	60	-8	-16
3	19.51~20.00	3	1	2	4	2	2					14	42	126	-21	-63
4	20.01~20.50		1	1		3						5	20	80	-5	-20
5	20.51~21.00		2	3	1							6	30	150	-13	-65
6	21.01~21.50	1	1		1	1						4	24	144	-8	-48
7	21.51~22.00		1		1							2	14	98	-4	-28
f_j		5	14	27	46	45	40	28	14	4	4	227	-256	2286		-671
$\eta_j f_j$		-20	-42	-54	-46	0	40	56	42	16	20	12				
$\eta_j^2 f_j$		80	126	108	46	0	40	112	126	64	100	802				
$S_2 = \sum f_j \xi_j$		13	24	14	-14	-56	-70	-87	-47	-17	-16					
$\eta_j S_2$		-52	-72	-28	14	0	-70	-174	-141	-68	-80	-671				

との考えが必ずしも妥当なものではなく、薬地に対する適正温度の選定の肝要なことを示唆するものである。安定な製品の製出を期するため、焼成時間の選定と共に考えねばならない問題であろう。

IV 結 言

以上の実験結果をまとめると、

- ① 焼成層別の品質は中央層が最良で上下端に移行する

に伴い劣化する傾向にあり、また同一層内の品質は必ずしも安定していない。均質な原料の使用と共に薬地の乾燥に万全を期する必要がある。

- ② 吸水率、圧縮強度間にはある程度の相関性が認められるが、少なくとも焼成条件により回帰直線ならびに回帰直線に対する標準偏差は変動する。
- ③ 全般的に品質は向上されたが、品質の管理については、なお検討を要する。

ヤスリ生産技術の問題点について

石田 節, 加城 正義
横山 宏樹, 菊山 信行

Ⅰ 緒 言

全国生産の約85%を生産している本県仁方地区の43年度ヤスリ製造業39社の産地診断にあたって、診断予備調査ならびに現地における技術の実態をもとにした総合的な生産技術の現状および今後の問題や改善点についてまとめ、今後のヤスリの品質や生産性の向上への参考としたい。

現在ヤスリの生産工場約110社のうち従業員9人以下の家内工業的な下請作業が約6割をしめ、従業員100人以上の工場は3社にすぎない現状である。したがって各工場の経営方針およびヤスリの製造に対する考え方も市が広く、しかも生産されているヤスリの種類も非常に多いことなどから、各工場の生産技術や設備については生産規模に応じた考え方や指導が必要と思われる。

Ⅱ ヤスリ素材および圧延について

現在用いられているヤスリの種類および素材の化学成分はほぼ表1に示すようなものである。また各工場で行われている素材の製鋼所名や圧延工場名および鋼材の種類についてはほぼ認識されているが、化学成分とくに熱処理やヤスリの切削耐久度に大きな影響をもっている炭素量、クロム量についての認識している作業員は少ないようである。

表1 ヤスリの種類と化学成分

ヤスリ	C	Cr
鉄工ヤスリ	1.2~1.4	0.2~0.35
刃・両刃ヤスリ	1.43~1.55	0.2~0.85
組ヤスリ	1.33~1.45	0.25~0.6

ヤスリ素材の問題点としてはヤスリの耐磨耗性、切削の向上をはかるためには特殊元素の添加や高品質材料の採用など将来の問題として考えなければならない。しかし現状では現在各工場で行われている素材のもつ性能を100%発揮できるように加工法および熱処理法の確立が急務と思われる。

また圧延工場では今後のヤスリの製造機械の自動化にともない、形状、寸法、曲りなどについての精度化の向

上と圧延組織、脱炭層の深さに影響する圧延材の加熱温度と加熱時間の管理技術が望まれる。例えば圧延組織の荒い材料はいくら注意して球状化焼ナマシを行っても炭化物粒の大きさは大きく、切削耐久度の低下を招き、また脱炭層の大きな差があればスチ工程での削代管理がむづかしく、深い脱炭層はやはり切削低下の原因となる。

このようなことから圧延工場ではヤスリ工場に納入する時は製鋼所名、製鋼番号、化学成分ならびに脱炭層の深さなどを明記した伝票をつけて納入する方法が一つの対策として考えられる。また切削耐久力におよぼす炭化物はできるだけ小さく均一分布させることが必要で、これは圧延加工度が高いほどよいから²⁾、このためにはヤスリ鋼のインゴットは大きいものにしたい。また圧延工場では、製鋼所より納入された素材の組織および脱炭層の深さが圧延後の組織および脱炭層の深さに大きく影響するので、製鋼所より納入される素材も圧延と同ような管理が必要と思われる。

Ⅲ 工程別製造技術および改善点について

表2はヤスリ製造工程別に現在用いられている機械設備、作業法と目的、検査や管理項目ならびに問題点と今後の改善をしなければならぬ点を整理したものである。現在は約22工程を経てヤスリの製造が行なわれているが、良い品質のヤスリを生産し、各工程ごとの安定を計るためには表2の検査および管理の項目をヤスリの種類や生産量と品質に応じた検査方法なり管理方法を選択して行なう必要がある。またヤスリ生産における特殊性の一つであるヤスリの形状種類が非常に多いということ、すなわち各工場が多量少量生産が行なわれ、品質向上の一つの障害となっているから、業界としては現在の国内市場で使用されている各種ヤスリの使用頻度を調査し、使用度の少ないヤスリは規格外としてヤスリの種類の簡素化も今後の大きな問題と考えられる。

表2における改善点は今後労働力の不足の解消、均一品質のヤスリ生産、生産性の向上を計るのに大きな問題であり、各工場の生産規模に応じて考えなければならない。

表2 工程別製造技術および改善点

工 程	機 械	作業および目的	検査および管理	改 善 点
1 素材受入			1 外觀検査寸法、形状、曲り 2 成分 * a 分析表、ロット番号 b 化学分析 c 大石試験 (標準試験比較) 3 脱炭検査 a 鋼油試験 b 大石試験(内外の大石差) c 焼入試験 4 素材粒度試験(表面観察) 5 焼入試験 a 焼入タタヤ b 脱炭層(ヤスリによる切削的0.7Cの深さ)	1 必要に応じた受入検査項目と標準の確立 2 標準材料を常備し比較大石試験 3 圧延材の脱炭層確認 4 加工伝票に圧延番号、鋼種番号を記入 5 受入検査の結果を記録する 6 責任者を決める 7 圧延表面の発熱防止
2 材料切断	クランププレス	「コロ」を含んだ所要の長さに切断する	1 切断面の粒度検査(バーニッシュ材の発見)	1 切断機械の補修と新設により切断加工の精度化、切断力向上 2 切断刃型の改善と熱処理
3 コリ抜き	クランププレス	冷間抜きまたは熱間抜きをする	1 型の管理	1 熱間打抜き法による精度向上 2 プレス機の精度向上 3 プレス機の駆力向上 4 型の耐久力改善
4 鍛 造	重油加熱炉 コークス炉 ベルトハンマー	ヤスリ先頭と柄の部分を鍛造成形する 自由鍛造および型鍛造	1 最高鍛造温度の管理 2 最低 * * * 3 鍛造型の管理	1 型鍛造による形状の均一化 2 ギャップロールなどの採用による成形法の改善 3 加熱炉を重油炉にする 4 鍛造後の自動入れ装置
5 柄頭と	切 断 機	柄の長さを測る		1 鍛造機に標準な装置をとりつけ鍛造工程中に柄頭とを行なう
6 焼ナマシ	重 油 炉 電 気 炉	セメントの硬化 材料の軟化および応力除去など	1 加熱温度と時間の厳守 2 炉内温度の均一化加熱法 3 鋼入圧および投入量(脱炭層の減少、曲り発生防止、均一加熱) 4 組織検査(球状化検査) 5 タタヤ検査 6 温度計定期検査	1 均一加熱法の工夫 2 脱炭層が減少するような炉内への鋼入圧 3 曲り発生防止鋼入法 4 電気炉には電圧器をつけ温度管理を容易にする 5 重油炉では自動温度管理方式(パタフライ-on-off式)
7 酸洗い または ショット ブラスト	酸洗い装置 ショットブラスト機	焼ナマシで生じた酸化皮膜を除去したのち中和処理をする またはショットブラストでこの目的をする	1 酸濃度と浸漬時間の管理 2 ショットブラスト加工時間の管理	1 粉末ショットブラスト法を採用 2 酸洗い薬には脱気層をつける 3 回転酸洗いなどの採用
8 金取り	ギレ、金堀 ローラー、プレス	焼ナマシで生じた曲り、戻れなどを矯正する	真直度の検査	1 矯正の動力化 2 各種ヤスリ専用金取機の開発
9 研 磨	研 磨 機	焼ナマシで生じた材料表面の酸化、脱炭層を研削除去する	1 研削紙石への押付圧力の一定化の管理 2 研削回数と時間の標準化 3 研削量、製法、仕上げ面の検査	1 各種ヤスリの選定の決定(加工 300% 度で0.25mm以上) 2 研削機の改善(水冷式)と集塵装置
10 スキ加工	センおよびモ タヤスリ	モシヤで研削による加工硬化層の研削除去および表面平直度の仕上げ モタヤスリで表面仕上げおよび駆力的にスジをつける	1 表面の平直度およびあらさの検査	1 スキ機械の開発 2 表面のスキ機械の改良と自動化 3 表面仕上げ研削機の開発 4 各種ヤスリの表面仕上げ度の決定
11 打 印	打 印 機	片面に商標を打つ	1 打印機純度の検査 2 左右対称打印の管理	1 自動送り打印機の開発 2 打印の耐久力向上のための材質、熱処理の研究
12 目 切	目 切 機	タガネを打込むことによりヤスリ目の成形を行なう(冷間塑性加工)	1 目切機の補修、保全、管理 2 タガネの正確な取付法の標準 3 タガネの先端角度の管理 4 打込角度の管理 5 打込深さの管理	1 目切機の自動化をタガネの耐久力向上に併せて進める 2 外面の目切機の改善 a) ベットの強化 b) タガネ保持部の改善 c) 打送り自動送り装置 3 目切工場の採光 4 騒音を小さくする工夫

工 程 機 械	作 業 お よ び 目 的	検 査 お よ び 管 理	改 善 点
12' 目切機 タゴネ の製作	コータス研 重 担 研 ツルトノス 火通り一機ナマシ一機入れ一機モド シの順で熱処理行程	1 火通り温度の厳守 2 刀先の溶解、脱炭、浸炭に注意する 3 低温度火通りによる毛細れ注意 4 使ナマシ温度、時間の管理 5 火通り、使ナマシによるタゴネの表面の異常組織の排除 6 大型タゴネは刀先を1R以上にする 7 機入れての予熱をする 8 機モドシは1回30分以上で2回行なう 9 タゴネの熱処理サイクルは火通り一機ナマシ一機戻取り一機入れ一機モドシを厳守する	1 タゴネ製作の集中化（専門工場の設立） 2 タゴネの耐久力向上の研究（目切機の自動化開発に必要な条件） 3 経緯タゴネの開発
13 鋼 指	切 断 機 ダイヤモンド	鋼部を基準に鋼部を定寸切断しダイヤモンドで仕上げる	1 全長検査 1 専用機の開発
14 取 り	真ちゅうハンマー 鉛ハンマー ホーンマー 鉛球	目切作業で生じた曲り、割れなどを矯正する	真直度の検査 1 目切時に歪んでないような保持台（ベツト）や保持法の工夫 2 芯取り機械の開発
15 機 入 入 れ	鉛 バ ス (ガス加熱方式 電熱加熱方式 電気加熱方式)	機入れ剤を散布し鉛バスで加熱する。一定温度、一定時間に加熱後水冷する	1 機入れ温度の管理 2 保持時間の管理 3 機入れ温度の管理 4 機入れカタヤの検査 5 散布剤の均一散布管理 6 機入れ作業場の明るさの管理 1 研の構造を上圧加熱とする 2 加熱源として電気、ガスの採用 3 熱電圧計の正しい使用方法（自動温度管理式） 4 調整、機入れをなくする機入れの改善 5 機入れ水の冷却装置の採用 6 機入れ後のヤスリは湯の中に入れてよようにする（乾燥防止） 7 熱処理工の技術教育
16 機モドシ	湯 槽	湯と水（100°C）に1時間以上浸漬し、ヤスリの刃のカタヤ上層および軟性の向上をはかる	ヤスリが100°C以上にならないようにする 機入れ研の近くに設置し、機入れ後ただちに100°Cの湯に入れて戻すよう工夫改善する。（乾燥防止にもなる）
17 表面仕上 (電解研磨 サンドブラスト)	サンドブラスト 研 洗 器	機入れ作業により生じた酸化皮膜を除去する目的とする	1 液の組成、濃度の管理 2 液面の設定 3 電流、電圧の管理 4 サンドブラストの圧力とサンド粒の管理 1 自動送り装置による電解研磨法の開発 2 濃度によるサンドブラストは刀先が100°C以上にならないように注意する
18 湯上げ (電解研磨の場合)		電解研磨後水洗、中和作業後、湯と水に浸漬し空中放冷し乾燥する	1 コンベヤ式連続浸漬一乾燥装置の開発
19 込モドシ	鉛 バ ス	柄の部分の軟性を増加させ、使用中の破損を防ぐ	浸漬深さの管理 1 鉛バスを大きくする 2 連続作業の工夫
20 検 査	テ ス ト 錐 カ タ ヤ 計		1 外觀検査 2 音響試験 3 カタヤ試験（カタヤ計、テスト錐） 4 切屑試験（テスト錐） 5 切屑性試験（抜取り） 6 組織組織検査（抜取り） 1 テスト錐製作の集中化 2 やや軟さめのテスト錐（HRC55以下）での目視検査 3 やや硬めのテスト錐（HRC60）でのカタヤ検査
21 研 磨	ハ ケ	研削液を散布する	1 自動塗布装置の開発
22 包 装		1 本づつ紙に入れ、1/2ダースまたは1ダース紙組に入れる	1 自動包装機の共同開発 2 従来の包装法にとらわれず包装の自動化が簡単にこなえる包装法の開発

この問題は大きく二つが考えられる。その一つは現在の作業法ならびに使用機械の改善と他の一つは将来のヤスリ業界の発展を期しての新しい工作法および加工機械の開発である。第一の問題として現在の手作業が主体となっている作業を機械化することで、ちょっとした改善、考案が作業性や生産性に大きく影響することはいうまでもない。また機械の改善が計画され試作されると最

後の完成まで改善を積み重ねてゆく努力が経営者と作業員に必要であろう。さらに各工程の作業者は単に作業を行なうだけでなく、自分の行なっている作業の目的、前後工程の関係およびヤスリの品質にあたる影響などを十分認識して作業を行なうべきである。このようなことから作業および作業設備の改善も生れてくるものと思われる。第二の問題としては今後さらに業界を大きく発展さ

せるため、テーパロールなどを使用したヤスリの成形機、自動研磨機、自動目切機などの加工機の開発である。これらの加工機の開発はヤスリの形状、寸法が数多いため、大きな研究費、設備資金ならびに長い研究期間が必要で一・二社で解決できる問題とは思われないので、業界一丸となって一日も早く解決にのり出す必要がある。

IV 結 言

本企業における生産技術の現状と問題点および改善点についてまとめたが、手作業が多く、また多種類のヤスリを生産しなければならないなどの特殊性を克服しながら、一方生産技術および生産設備の改善についても数多くの問題が山積みされ、これら諸問題の解決を早急に前

向きで取り組む必要があると感じた。

しかしこれらの生産技術の改善、生産設備の近代化などは生産技術部門単独で行なうことは困難と思われる。すなわち生産技術の改善の基盤となる経営の合理化、適当競争の防止、製品価格や品質の安定、労務対策などについて根本的な改善が行なわれないうぎり、生産技術の改善は実行できないことを考え、ヤスリ業界全体の体質改善が行なわれなければならないと思う。さいわい最近ヤスリ企業団地が具体化されようとしているのでこれを機会として数多くの問題を解決することが望まれる。

文 献

- 1) 石田, 菊山: 本報告 No. 11 (1967) 7.
- 2) 石田, 菊山: 本報告 No. 10 (1965) 21.

呉市堺川の水質汚濁調査

歳本範雄, 藤本宗之

I 概 言

堺川は、二河川と共に旧呉市内を縦貫し呉湾に注いでいる。全長約3km、幅約50～数mの小河川であるが、上・下流共に住宅、商店、小工場等の密集地帯を貫流するため、当然の事ながら、昔よりその水質汚濁は著しいものがある。

又、呉市内には、下水道施設が皆無の状況にあった。(最近市内の一部において下水道設置工事に着手した。)それにより、堺川は下水の役目もひきうけ、小工場廃水、家庭廃水を無処理のまま、海に放流している。その為、堺川は、人々の美観を損うばかりでなく、付近地下水への汚染、有機物腐敗による悪臭ガスの発生等、種々の公害を起している。

そこでその水質汚濁状況を把握する目的で、若干の調査を行なったので、報告する。

II 実験方法

1. 採水

1967年7月～11月まで、毎月1度、5回にわたり、距離の変動を知るため、図1に示すように適当な距離間隔の5地点で、常法に従い¹⁾採水した。尚下流は感潮域で

あるため、満干潮時間を考慮して採水した。

採水地点並びに河口からの距離は次の通りである。

- | | |
|-----------|---------|
| (1) 龜山橋 | 約 0.5km |
| (2) 小春橋 | 〃 0.8km |
| (3) 弥生橋 | 〃 1.2km |
| (4) 後藤病院前 | 〃 1.7km |
| (5) あづま橋 | 〃 2.5km |

又、12月には、5つの採水地点の中間点にあたる弥生橋にて、時間的変動を知るため9:00～19:20まで、1時間毎に採水した。

2. 測定方法

JIS-K-0101 工業用水試験方法、ならびにJIS-K-0102 工場排水試験方法に準拠して試験を行なった。

III 実験結果および考察

1. 距離の変動

1967年7月から11月まで、5カ月にわたり各月1回(No.1～No.5)、5カ所の採水地点にて採水し、水質試験を行なった。その結果を表1に示す。

本試験項目毎の測定値について、夫々検討を行ったので、次に述べる。

[水温]



図1 堺川流域と採水点

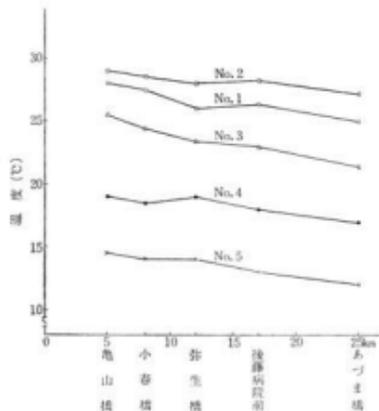


図2 水温の距離の変動

表 1 堀川の水質分析結果

採水地点	No	採水年月日、時間	水温 °C	PH	透明度 度	溶解性 亜硫酸 留物 ppm	懸濁物 ppm	全硫酸 或留物 ppm	Ca硬度 ppm	Mg硬度 ppm	全硬度 ppm	Fe ppm	Cl ppm	S ppm	COD ppm	導電率 μD/cm
龜山橋	1	S 42.7.25 13時20分	28.0	6.8	12.8	882.1	17.3	899.4	252	1,218	1,470	0.39	5,003	1.16	14.5	14,075
	2	S 42.8.28 9時15分	29.0	6.3	2.9	241.0	6.4	247.4	134	376	490	0.53	1,637	3.78	22.9	3,545
	3	S 42.9.26 10時	25.5	7.5	7.6	689.0	12.7	701.7	226	540	766	0.12	2,086	0.32	4.2	10,546
	4	S 42.10.25 10時	19.0	7.0	12.0	244.3	8.6	252.9	124	352	476	0.18	1,167	1.26	13.4	395
	5	S 42.11.25 9時	14.5	7.4	6.3	183.3	24.6	207.9	112	242	354	0.31	1,818	1.31	24.2	2,925
小春橋	1	S 42.7.25 13時20分	27.5	6.9	22.0	1,061.7	84.0	1,145.7	300	1,450	1,750	0.62	6,416	1.42	15.3	26,714
	2	S 42.8.28 9時15分	28.5	6.7	4.0	50.3	6.7	57.0	76	86	162	0.50	487	2.91	18.4	979
	3	S 42.9.26 10時	24.5	7.7	7.5	48.4	6.4	54.9	82	48	130	0.26	321	1.12	6.7	758
	4	S 42.10.25 10時	18.5	7.1	12.9	61.2	60.9	72.1	84	94	178	0.16	856	1.15	7.6	1,034
	5	S 42.11.25 9時	14.0	7.5	4.0	44.5	17.9	62.4	72	62	134	0.26	1,230	0.98	27.3	836
弥生橋	1	S 42.7.25 13時20分	26.0	7.5	18.0	64.1	0.1	64.8	92	88	160	0.39	252	2.34	11.5	1,006
	2	S 42.8.28 9時15分	28.0	6.7	4.6	32.7	9.8	42.5	80	72	152	0.37	173	2.25	17.7	626
	3	S 42.9.26 10時	23.5	7.5	3.5	121.9	5.3	127.2	90	40	130	0.11	316	1.47	9.7	2,057
	4	S 42.10.25 10時	19.0	7.0	7.9	24.8	13.9	38.7	70	40	110	0.32	144	1.06	8.7	372
	5	S 42.11.25 9時	14.0	7.5	6.9	23.7	13.3	37.0	68	28	96	0.12	181	0.64	17.8	474
後藤病院前	1	S 42.7.25 13時20分	26.5	7.6	4.8	35.8	0.4	36.2	62	16	78	0.79	58	1.68	19.4	3,019
	2	S 42.8.28 9時15分	28.2	6.8	2.5	26.9	8.4	35.3	60	20	80	0.51	80	1.63	18.6	297
	3	S 42.9.26 10時	23.0	6.7	3.5	29.8	11.9	41.5	82	24	106	0.28	37	0.89	8.7	352
	4	S 42.10.25 10時	18.0	7.0	2.4	22.6	32.9	55.2	104	12	116	0.42	139	1.27	15.1	370
	5	S 42.11.25 9時	13.0	8.2	1.6	22.3	45.3	67.6	86	38	124	0.23	182	0.83	17.4	363
あづま橋	1	S 42.7.25 13時20分	25.0	7.3	3.8	26.2	3.2	29.6	70	26	96	0.69	58	2.46	19.0	333
	2	S 42.8.28 9時15分	27.2	6.6	2.1	28.9	7.1	36.0	62	26	78	0.47	89	3.06	24.7	328
	3	S 42.9.26 10時	21.5	9.5	1.2	19.2	53.6	72.8	78	24	102	0.44	59	0.87	7.4	247
	4	S 42.10.25 10時	17.0	10.5	7.8	26.9	13.6	40.5	60	2	62	0.19	139	0.64	15.8	340
	5	S 42.11.25 9時	12.0	7.9	9.0	22.3	9.5	31.8	66	18	84	0.14	294	1.12	76.8	360

図2に示す様に、水温についてみると、当然の事ながら夏季は高く、秋、冬季に向けて低下している。亦小河川ながら、上流に行くに従って低下している。河口の亀山橋と上流のあづま橋との間には、約2.5°Cの差が知られる。

〔PH〕

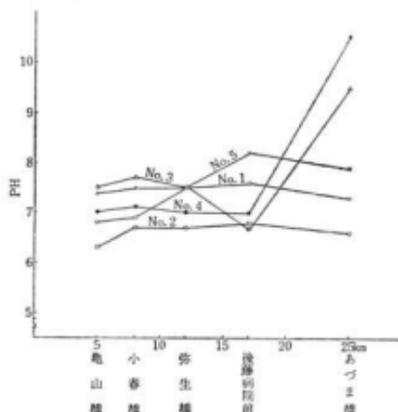


図3 PHの距離的変動

図3に示す様に、水量の少ない上流が、時折、高い値が出ている。これは一般家庭から出る洗濯废水、生下水、又工場等から出る废水の影響と考えられる。

〔透視度〕

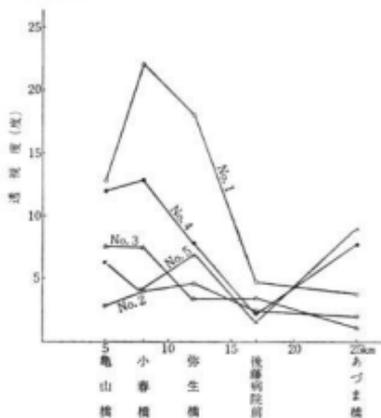


図4 透視度の距離的変動

図4に示す様に、上流が特に汚濁が大なる事が認められる。下流の感濁域の値の大なる事は、海水の侵入により希釈されたものと考えられる。尚本試験は降雨等の水量変化により大きく左右されたものと思われる。

〔全蒸発残留物〕〔溶解性蒸発残留物〕

当然の事ながら、海水の入って来る亀山橋、小春橋が極度に多い。

〔懸濁物〕

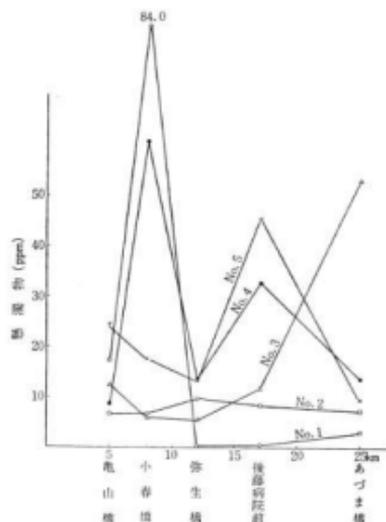


図5 懸濁物の距離的変動

上・下流を問わず、数値はかなり高い。汚濁が大なる事が伺える。(図5)

〔全硬度、Ca硬度、Mg硬度〕

下流が当然大なる数値を示している。これは海水の影響によることが明白である。

〔塩素〕〔導電率〕

言う迄もないが、海水の侵入により、亀山橋、小春橋が著るしく大きい値を示している。(図6)

〔鉄〕

意外にも変化は少なかった。しかし他河川に比べて、値は大であった²⁾。

〔硫黄〕

全域にわたり硫黄が大量に認められた。これにより硫化水素が多量に発生している事が考えられる。

〔COD〕

図7に示す様に、河川全域にわたり測定値が他河川に

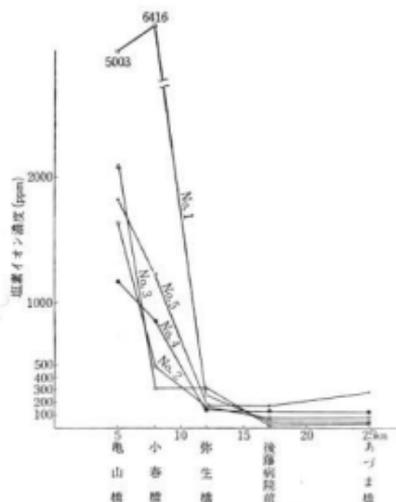


図6 塩素イオンの距離的変動

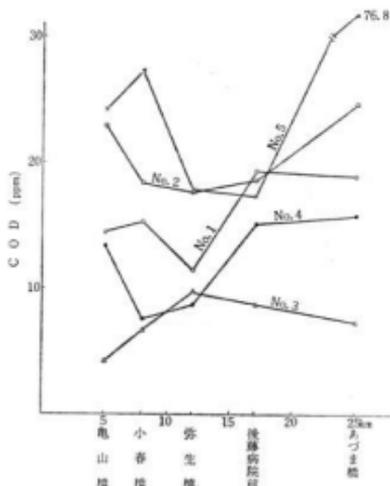


図7 CODの距離的変動

表 2 弥生橋における時間的変動

試験項目 測定時間	水温 °C	PH	透視度 度	懸濁物 ppm	アンモニア 体窒素 ppm	塩素 ppm	溶存酸素 ppm	COD ppm
9時	9	6.9	5.8	4.3	2.6	111	6.4	24.6
10	10	6.9	4.0	8.3	16.8	106	5.7	25.5
11	10.5	7.0	4.3	4.3	6.8	96	5.3	22.0
12	11	6.9	3.7	6.9	5.4	81	5.1	21.8
13	11.2	7.1	4.8	19.1	7.4	76	5.1	20.6
14	11.5	7.1	5.7	2.8	6.6	146	5.0	21.4
15	11.7	7.0	5.9	5.5	6.2	91	5.1	28.3
16	12	6.7	6.0	4.6	5.2	81	4.7	21.8
17	11.5	7.0	5.9	3.2	6.4	86	4.8	27.5
18	11.4	7.3	5.9	1.7	7.2	81	4.6	23.8
19	11.2	7.0	6.3	1.1	4.8	111	4.7	24.6
19.20	11	7.1	6.0	1.6	6.6	126	4.7	27.3

比較して非常に大である³⁾。有機物が大量に含まれている事が明らかに認められる。

2. 時間的変動

1967年12月13日 9.00~19.20まで、1時間毎に採水し、時間的変動を調査した。結果を表2に示す。亦各試験項目毎にその測定値について考察したので次に述べる。

〔水温〕

図8に示す様に当然の事ながら、15時、16時が高い。

〔PH〕

時間的変化はあまり認められない。(図9)

〔透視度〕

時間的変化はあまり認められないが、僅かながら海水による希釈(塩素イオン濃度)と相関関係がある事が伺える。亦汚濁が非常に大なることも明白である。(図10)

〔懸濁物〕

系統だった変化は認められないが、汚濁が大なる事が理解出来る。(図11)

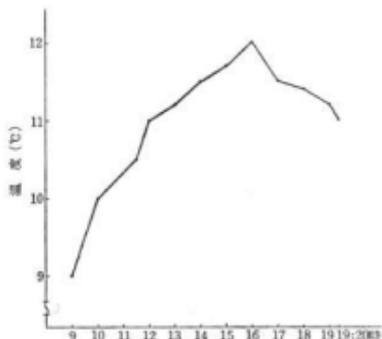


図8 採水点における時間的変動(水温)

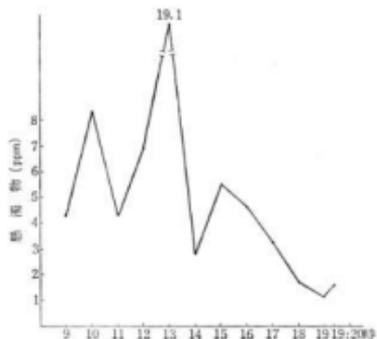


図11 採水点における時間的変動(懸濁物)

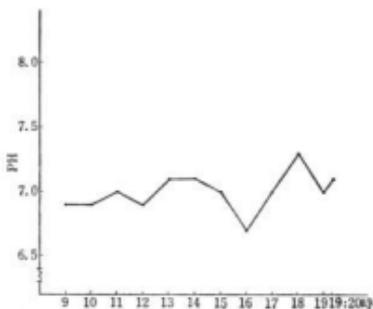


図9 採水点における時間的変動(PH)

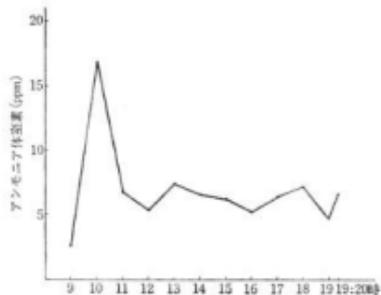


図12 採水点における時間的変動(アンモニア体窒素)

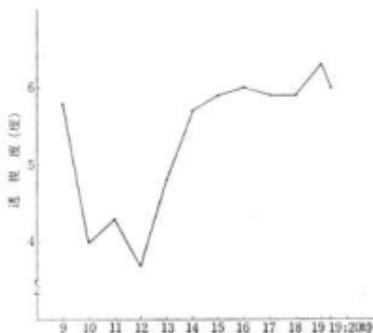


図10 採水点における時間的変動(透視度)

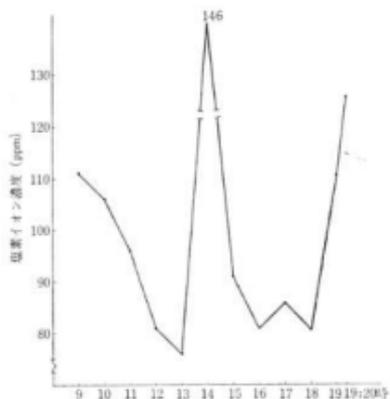


図13 採水点における時間的変動(塩素イオン濃度)

〔アンモニア体窒素〕

一貫した変化は見られないけれども、数値が非常に大である。この事より家庭生下水、し尿等が相含まれてゐる事が伺える。(図12)

〔塩素〕

採水地点(弥生橋)あたりまで海水の影響が伺える。

(図13)

〔溶存酸素〕

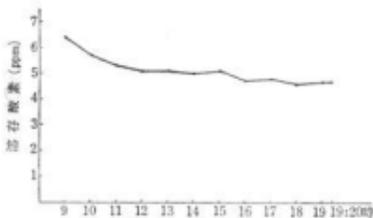


図14 採水点における時間的変動(溶存酸素)

図14に示す様に、水温の上昇と共に、溶存酸素の多少の減少が知られる。水温10~12°Cの飽和酸素量は、11.3~10.8ppm⁴⁾である。

この数値並びに他河川に比べ非常に少ないことは、明らかである。これは堀川の汚濁の大なることを明白にする。

〔COD〕

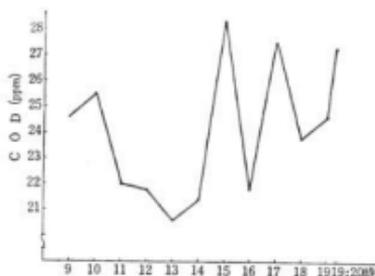


図15 採水点における時間的変動(COD)

系統だった変化は見られぬが、9時及び17時前後が測定値が高い事は家庭廃水の影響とも考えられる。

またその他の時間の高い値は、小食品工場等の工場廃水の混入とも考えられる。亦測定値が大なる事は汚濁が大なることを明白にする。(図15)

IV 結 言

以上呉市の住宅並びに繁華街を貫流する堺川水域の水質調査で得た知見を要約すると次の様である。

1. PHの結果で知られる様に、酸、アルカリによる水質汚濁は、上流の一部を除きあまり考えられない。

2. 透視度、アンモニア体窒素、COD、溶存酸素等の結果で分る様に、非常に汚濁が著しい。これらの原因は、家庭生下水並びに各業種の小工場より放流される廃水によることは明白である。従って廃水中の有機物が河川の自浄作用により完全にCO₂、H₂Oに分解されず嫌気酸酵によりNH₃、H₂Sを発生し、各種の公害をおこしている事が充分考えられる。

3. 弥生橋付近まで、感潮域であることがわかる。

4. 距離的、時間的変動はあまり見られない。上流より下流まで、民家の密集地帯を貫流する小河川であるから、それが当然と考えられる。但し感潮域は海水の影響で変動している。

又採水回毎(24回)の測定値の違いは、雨水、放流水等の水量の影響が大きいと考えられる。

終りにあたり、本実験は、近畿大学工学部卒業生羽原幸穂君の協力に負うところが多い。記して感謝の意を表します。

文 献

- 1) 半谷, 水質調査法: 118
- 2) 用水廃水便覧編纂委員会編, 用水廃水便覧, 1690
- 3) 清浦 工業廃水: 50
- 4) 日本規格協会: JIS工場廃水試験方法(1964): 45

呉市の交通騒音について

大 下 敏

Ⅰ 緒 言

産業、経済の発展に伴って公害も多種、多様性をおびると共に多発化の傾向を深めている。なかんずく我々の生活をとりまく騒音は直接に生活環境の阻害をきたすものが多い。日常生活の妨げとなる騒音には工場騒音、交通騒音、建設騒音等があるがとりわけ交通騒音は広範囲、終日にわたりその被害にさらされるわけで騒音公害の最たるものと考えられている。

呉市の場合交通騒音の主体は自動車によるものであり、他都市と同様最近の自動車の増加は著しく、必然的に交通騒音の増大をきたしなお今後増加の一方をたどるものと思われる。

本調査はこのような状態の中での、呉市の交通騒音の実態の概要を把握するために実施したものである。

Ⅱ 測定場所および測定方法

測定場所は呉市内で交通量の多いと思われる下記の3箇所を選んで測定した。

1. 海岸通り3丁目	昭和43年5月29日
バス停留所前	8月27日
	11月18日
2. 本通り7丁目	5月30日
バス停留所前	8月28日
	11月19日
3. 西相町バス停留所前	5月31日
	8月30日
	11月20日

測定はJIS Z-8731 (1957)「騒音レベル測定方法」の「4.4 不規則にかつ、大幅に変動する音の場合」の測定方法に準拠して行った。すなわち精密騒音計にテープレコーダーを接続し、1時間ごと約10分間騒音を録音し、これを高速度レベルレコーダーに再生し、この再生した記録より4秒間隔のレベルを50回読み取り累積度数曲線を求めこの曲線から50%を切る点を中央値とし、下端は5%を切る点、上端は95%を切る点をとって変動範囲を示した。

また騒音計の聴感補正はすべてA特性とし、測定時間は8時から1時間間隔で10分間測定、20時まで測定し

た。

交通量は排気量2000cc以下、2000cc以上、およびディーゼルに分けて1時間ごとの通過台数を計数した。ディーゼル車はガソリン車に比べて排気音がかなり高いと思われるので小型のディーゼル車についても排気量にかかわらず、すべてディーゼル車に含めた。

使用した測定機器は次のとおりである。

精密騒音計	リオンNA-51
高速度レベルレコーダー	* LR-01A
テープレコーダー	ソニーTC-350
短オクターブ分析器	リオンSA-56A

なおテープレコーダーの特性はあらかじめ検定し、高速度レベルレコーダーの騒音レベル読み取り時に補正した。

Ⅲ 測定結果

1. 海岸通り3丁目

海岸通り3丁目の騒音レベルおよび車輛通過台数は表1および図2に示すとおりである。

表1 海岸通り3丁目 昭和43年5月29日

測定時刻 時 分	騒音レベル 中央値 (変動巾)	車輛通過台数 / 時			合計
		2000cc以下	2000cc以上 ディーゼル車		
8.00	69(62~73)	1,420	24	452	1,896
9.00	72(65~88)	1,572	18	440	2,034
10.00	66(63~72)	1,248	0	348	1,596
11.00	65(60~68)	1,314	12	246	1,572
12.00	62(56~66)	1,164	12	228	1,404
13.00	62(58~70)	948	24	222	1,194
14.00	64(60~67)	1,212	24	288	1,524
15.00	68(60~74)	1,362	24	312	1,698
16.00	69(63~73)	1,440	6	324	1,770
17.00	71(66~76)	1,404	12	336	1,750
18.00	79(72~84)	1,830	6	408	1,240
19.00	69(64~75)	1,344	12	84	1,440
20.00	66(60~74)				

朝8時頃から通過台数が急激にふえ騒音レベルも急に上ってくる。車の流れは広島方面に向う車が渋滞し、呉に入る車の動きは比較的滑らかである。この状態は10時

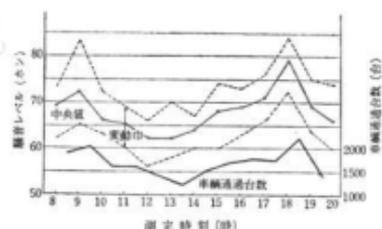


図1 海岸通2丁目

頃まで続き12時から13時にかけては台数が一時少なくなる。17時頃からまた通過台数が増加し騒音レベルも大きくなり19時を過ぎると台数、騒音レベルとも次第に下って行く。

2. 本通り7丁目交差点

本通り7丁目については表2、図2に示すとおりである。

表2 本通7丁目 昭和43年5月30日

測定時刻 時分	騒音レベル 中央値 (変動巾)	車輛通過台数/時			
		2000cc以下	2000cc以上	オートバイ	合計
8.00	67(62~70)	1,390	12	270	1,662
9.00	65(61~68)	1,320	6	204	1,530
10.00	68(65~73)	1,500	12	168	1,680
11.00	73(66~82)	1,674	6	162	1,842
12.00	61(56~66)	1,134	0	144	1,278
13.00	70(67~74)	1,542	18	162	1,722
14.00	72(64~82)	1,644	0	156	1,800
15.00	68(65~73)	1,425	0	174	1,602
16.00	68(64~73)	1,314	0	270	1,584
17.00	78(70~84)	1,860	0	192	2,052
18.00	70(66~74)	1,683	0	126	1,809
19.00	70(66~75)	1,514	0	150	1,664
20.00	62(65~74)				

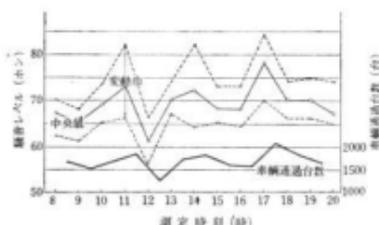


図2 本通り7丁目交差点

図2にみられるように10時から11時にかけて車の通過台数も増し、入通りざわめきも大きくなり騒音レベル

も次第に上ってくる。しかしながら海岸通り3丁目が早朝にレベルのピークがあるのにくらべて本通りのそれはかなり遅い。またダンプ、コンクリートミキサー車、大型貨物自動車等の重車輛の数が比較的少なく夜に響くような低騒音が少ない。12時頃になるとレベルは一時下り17時から18時にかけて最大値を記録し20時を過ぎると車、人通りもまばらになりレベルも小さくなる。

3. 西畑町バス停留所前

西畑町バス停留所前については表3および図3に示すとおりである。測定地点は真から広方面に通ずる1本道でかなりの勾配をもつ通称“真越え”の途中で、自動車走行による騒音レベルは海岸通り3丁目、本通り7丁目にくらべて約10ホン高い。表および図からみると8時から10時頃までは多少の増減はあるがレベルの最大値は90ホンをこえ、レベル中央値は80ホン近い値を示す。12時から14時にかけて一時小さくなるが17時から18時にかけて最大レベルを記録する。この時刻は広方面に向う車が多くの車の流れが朝と逆になる。測定場所は信号機のすぐ

表3 西畑町バス停留所前 昭和43年5月31日

測定時刻 時分	騒音レベル 中央値 (変動巾)	車輛通過台数/時			
		2000cc以下	2000cc以上	オートバイ	合計
8.00	80(74~90)	2,508	6	366	2,880
9.00	79(71~86)	2,034	18	288	2,340
10.00	81(76~90)	2,082	18	282	2,382
11.00	82(72~90)	2,106	12	240	2,358
12.00	68(62~74)	1,350	6	186	1,542
13.00	64(58~73)	642	0	60	720
14.00	65(59~73)	966	0	126	1,092
15.00	80(76~89)	2,106	12	312	2,430
16.00	82(78~90)	2,190	6	378	2,574
17.00	84(77~93)	2,676	0	264	2,940
18.00	85(78~93)	2,790	6	198	2,994
19.00	74(68~85)	2,076	0	176	2,256
20.00	72(66~82)				

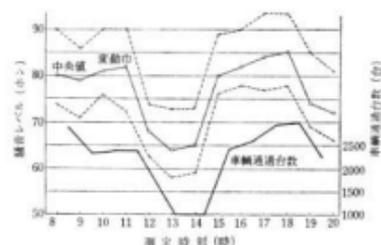


図3 西畑町バス停留所前

近くであり、信号待ち後の発車で、なお上り勾配であるためエンジン回転数が上り最大騒音レベルは100ホンを超えることがしばしばあり変動も15ホン近く特に騒音感の強い。測定地点から約10m離れた裏通りでの騒音は60ホン位で低く道路に面した場所のみが20ホンから30ホン高い騒音にさらされることになる。

4. 3箇所の騒音の比較

表4、5、6は5、8、11月における各測定場所の騒音および車軸通過台数である。いずれの場所でも通過台数は漸増しそれにつれて騒音も大きくなっている。図4は5月における3箇所の騒音を比較したものであるが西畑町が圧倒的に大きく、これは8、11月でも同様である特に朝夕のラッシュ時に大きくなる。これに対し本通り7丁目では昼間におけるレベルが比較的高い。

表4 海岸通り3丁目

測時 時刻 時分	騒音レベル、ホン(A、C) (Nは車軸台数/時)		
	5月	8月	11月
8.00	69(1,896)	69(1,662)	71(1,896)
9.00	72(2,034)	—(1,572)	68(1,644)
10.00	66(1,596)	64(1,668)	74(1,806)
11.00	65(1,572)	62(1,890)	74(1,932)
12.00	62(1,404)	65(1,842)	70(1,644)
13.00	62(1,194)	65(1,854)	73(1,938)
14.00	64(1,524)	64(1,686)	72(1,848)
15.00	68(1,698)	70(1,620)	81(2,088)
16.00	69(1,770)	76(1,908)	78(2,202)
17.00	71(1,750)	78(1,974)	78(2,118)
18.00	79(2,240)	70(2,346)	70(2,080)
19.00	69(1,440)	62(1,550)	62(1,302)
20.00			

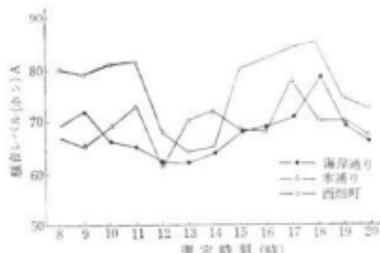


図4 3箇所の騒音の比較

表5 本通り7丁目

測時 時刻 時分	騒音レベル、ホン(A、C) (Nは車軸台数/時)		
	5月	8月	11月
8.00	67(1,662)	64(1,452)	68(1,620)
9.00	65(1,530)	64(1,616)	74(1,880)
10.00	68(1,680)	68(1,764)	70(1,730)
11.00	73(1,842)	66(1,602)	72(2,034)
12.00	61(1,278)	64(1,686)	76(2,160)
13.00	70(1,722)	67(1,734)	66(1,776)
14.00	72(1,800)	69(1,702)	72(1,776)
15.00	68(1,602)	63(1,764)	78(2,010)
16.00	68(1,584)	69(2,010)	78(1,829)
17.00	78(2,052)	70(1,926)	79(1,932)
18.00	70(1,809)	68(1,670)	70(1,578)
19.00	70(1,664)	64(1,350)	64(1,296)
20.00			

表6 西畑町

測時 時刻 時分	騒音レベル、ホン(A、C) (Nは車軸台数/時)		
	5月	8月	11月
8.00	80(2,880)	82(2,814)	86(3,018)
9.00	79(2,340)	83(3,494)	89(3,204)
10.00	81(2,382)	82(2,226)	83(2,478)
11.00	82(2,538)	76(2,322)	79(2,406)
12.00	68(1,542)	76(1,896)	69(2,010)
13.00	64(702)	69(1,938)	70(2,232)
14.00	65(1,092)	78(2,574)	86(2,858)
15.00	80(2,430)	80(2,372)	—(2,912)
16.00	82(2,574)	79(2,790)	92(3,000)
17.00	84(2,940)	82(2,898)	92(3,126)
18.00	85(2,994)	82(2,334)	83(2,550)
19.00	74(2,256)	78(2,310)	79(2,496)
20.00			

5. 車輻別走行騒音

表7は車輻走行およびブレーキ音等の最大値を示したものである。図5は表7を図示したものである。

表7 車輻別騒音

測定条件	騒音レベル(ホン)	測定条件	騒音レベル(ホン)
バス走行時	80~85	普通乗用車走行時	70~75
＊ 停車＊	72~76	軽乗用車	70~80
＊ 発車＊	86~90	スポーツカー	85~90
大型貨物車走行時	84~90	車	80~85
ダンプトラック	85~90	警笛	85~92
小型ディーゼル車	80~84	ブレーキ音	80~85

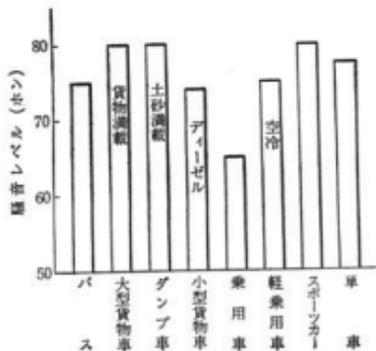


図5 車輛別騒音

車種、排気量、整備の状態、走行負荷等の違いによって一断にはいえないが、本調査においては前記のとおりである。一般にバス、トラック等の重車輛がレベルが大きく、またスポーツカー、単車等の騒音も乗用車のそれを上回る。また走行音はエンジン排気音と、タイヤ摩擦音とに大別されるが信号待ち後の加速時は排気音が支配的である。図6は乗用車と貨物車(ディーゼル車)の走行騒音の分析結果であるがディーゼル車に高音域成分が多く、ガソリン車は比較的平坦な特性を持っているようであり乗用車が静かに感じられることの一つの理由であろう。また警笛、ブレーキ音等も急激に高レベルを発するものであり違和感を与える。

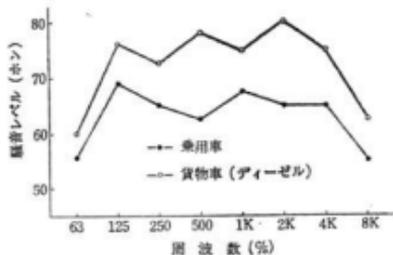


図6 乗用車、貨物車の周波数特性

IV 結 言

選んだ3つの地点では西畑町バス停留所前が交通量、騒音レベル共に最も大きく、レベルの最大値は90ホンをしばしばこえている。これは工場騒音等の公害基準とされる70ホンをはるかに上回るものであり、加えて亜硫酸ガス等による汚染と相俟って著るしく生活環境を阻害するものであろう。

海岸通り3丁目相互銀行前は道路巾が狭く、騒音がコンクリートの建物に反射してかなりの喧騒感を与えるがレベルの変動が断続的である。また本通り7丁目は道路巾が広く音が拡散して自動車走行による騒音レベルは比較的低い。いずれの地点、時期についてもいえることは街頭騒音のレベルは殆んどその交通量によって左右されるものであり、今後自動車の増加に伴って増加の方向をたどることが予想される。

本調査は「呉市自動車排ガス汚染状況調査」の一環として実施したものであり、近畿大学木村助教授、当場東科長の御協力のもとに行ったものである。

昭和44年3月27日印刷

昭和44年3月30日発行

広島県呉工業試験場報告 No. 12

編集者 下 勝 秋 夫

発行者 三 宅 暢 之

広島県立呉工業試験場

印刷者 檀 上 正 直

印刷所 中本総合印刷株式会社

広島市大洲町5丁目

発 行 所

広島県立呉工業試験場

呉市公園通6丁目

電話 246438 (代表)
