

呉工業試験場報告

No. 17

September, 1974

目 次

一報 文一

1. 鋼車の研削条件が精度におよぼす影響について	兼広二郎, 片岡 登	1
2. 試料採取法による鉄鉱中の炭素分析値について	小林賢治, 兼広二郎, 渡部英雄, 新田 明	6
3. 球状黒鉛鉄鉱の破壊特性について	世良時夫, 片岡 登	
4. 金型铸造鉄鉱浴湯の冷却速度が機械的性質におよぼす影響について	中村和清, 原 信彦, 西川浩成, 横本幸則	11
5. CO ₂ アーケ溶接による開先部の施工条件について	原 信彦, 近藤清彦, 磐谷三男	15
6. 探傷表面アラサと接触媒質について	野地英治, 片山義孝, 菊田政信, 旁野光利	21
7. X線応力測定誤差におよぼす溶接組織の影響	旁野光利, 菊田政信, 野地英治, 片山義孝	26
8. 減圧加熱と脱炭について	菊田政信, 林敏三郎, 平 修二	30
9. 不均一硬度試料のかたさ換算(その3)	畠 徳宣, 加城正義	37
10. 高炭素鋼の冷間変形抵抗	新田 明, 加城正義	41
11. 高炭素鋼の熱間変形抵抗	刈山信行, 横山宏樹, 加城正義	46
12. ロータリースエージ機による成形加工	鈴木 寛, 土取 功, 加城正義	54
13. 小ねじの据込み性について	横山宏樹, 畠 徳宣, 加城正義	58
14. めっきスラッジの有害物溶出に関する一実験	土取 功, 加城正義	65
15. めっき排水中の鉄シアン錯イオンの沈澱処理に関する研究	清水加津子, 酒井隆司, 清水達勝	70
16. 無機質スラッジの処理と利用に関する研究	酒井隆司, 清水達勝	73
17. かき殻を使用した発泡体の試作	木原 博, 森田健次, 浜岡英男, 金本 正	77
18. 鉄鍛層板の振動	清水達勝, 志和尚, 渡部英雄	
19. ステンレス鋼の穴あけ加工について	藤本京之, 中塩武之, 丸下清志, 山県康男	87
20. 穴あけ加工における快削性添加物の影響	浜岡英男	
21. NC旋盤の刃物台の挙動について	松垣和生, 斯波信雄	90
22. 表面あらさの実験的解析	山崎隆志, 南良良治, 平田敏明	98
	平田敏明, 山崎隆志, 南良良治	105
	南良良治, 山崎隆志, 平田敏明, 岩一雄	110
	吉地啓裕, 大野幸彦	116

抄 錄

鋼車研究に関する研究 (第4報)
鋼車の研削条件が精度に及ぼす影響について

新井二郎, 片岡 健

ウォーム状砥石によって、JIS O級を出した鋼車研削作業の際、砥石成形、研削砥石の送り速度と切込み量を変化させて倣車研削加工をし、その倣車の各種諸適について測定を行なった。
その結果、ダイヤモンドドレッサー刃部面あらさの精度が成形精度に影響を与える。また、研削砥石の切込み量よりも送り速度の方が成形精度に影響し、精度ヒッヂ誤差は偏心誤差による影響と同じように成形精度に与える1つの要因であることがわかつた。

興工業試験場報告 (No. 17) p. 1~5

試験採取法による鋼鉄中の前素分析値について

小林貢治、兼広二郎、渡辺英雄
新田 明、世良時夫、片岡 健

鋼鉄中の試験採取法による前素分析試料は、普通、ドリル又はバイト切削で採取している。この際の鋼鉄中の過剰試素の脱落量が分析値に影響する。筆者らは試料の採取方法について、白磁化試料を標準として切削条件を変えて採取した割り屑の脱落量を比較し各々の値を検討した結果、(1)ドリル 6 mmφ (先端角110°~118°、速度~600~800rpm、送り速度 0.11~0.3mm/rev.)での切削条件が今回の実験では標準値に近い脱落量を示した。(2)バイトによる切削試料は分離分析の結果、信頼限界範囲が大きい。

興工業試験場報告 (No. 17) p. 6~10

球状黒鉛鋼板に関する研究 (第6報)
球状黒鉛鋼板の破壊特性について

中村和彦、原 信彦、西川浩成、橋本幸用
球状黒鉛鋼の破壊特性を調べる目的で同-C-E鋼内でC, Si量を変化させ常温、低温の機械および物理的性質を検討した。
常温の引張強さは成分による差は少なく、低温では温度降低とともに強さは上昇した。常温の衝撃値は繊維成分のものが高く、低温では温度降低とともに全般に低くなつた。
脆断強度は高 Si のものはほどフェライトが多く、高 C のものはセメントタイトの析出があった。

興工業試験場報告 (No. 17) p. 11~14

金型鍛造に関する研究 (1種)
金型鍛造鉄溶湯の冷却速度が機械的性質におよぼす影響について

原 信彦、近藤清彦、堀谷三郎
鋼鉄を金型に鍛込んだばかり、金型比のちがいにより強度が左右される。これをあきらかにするため、冷却速度を大きく変化させた一方向凝固試験片を用いて冷却速度が强度にどのように影響するかを検討した結果、冷却速度の早いチラー面では $10kg/mm^2$ の強度の引張強さが得られたに対しチラーから $37mm$ 離れた所では $49kg/mm^2$ の強さしか得られず冷却速度が强度に大きく影響することがわかつた。

興工業試験場報告 (No. 17) p. 15~20

半自動溶接に関する研究（第6報）

CO₂アーケー溶接による開先角の溶接条件について

野地英治, 片山義孝, 鶴田政信, 万野光利
 CO₂アーケー能率の下向吸合せ溶接での射線条件と欠陥の相関性の把握。施工条件の確立、開先断面積の減少をめざして、前進電流、ルート間隔、開先角度等の諸条件を変えて実験を行なった結果、一概に用いられている開先角度60°はO₂-アーケー溶接の場合は若干広く、板位が適当であること、ルート間隔の影響はその大きさに反比例して前述み深さは直線的に減少すること、開先角度を極度に小さくすることによりルート間隔を狭めるほうがより効率的であることなどなどが解明された。

員工業試験場報告 (No. 17) p. 21~25

超音波探傷に関する2、3の実験

探傷表面アラサと接触媒質について

芳野光利, 鶴田政信, 野地英治, 片山義孝
 接触表面アラサと接触媒質について
 試験表面アラサと接触媒質が腐食感受度にどのように影響するか実験を行ない重直法では25μ以下、斜角法は50μ以下の表面アラサならば腐食感受度低下に影響せず、接触媒質はシリセリンがもっともよく油と水では大差のないことがわかった。

員工業試験場報告 (No. 17) p. 26~29

溶接強度のX線的測定（第1報）

X線応力測定誤差におよぼす溶接組織の影響

鶴田政信, 林 総三郎, 平 修二
 溶接部のX線応力測定の誤差におよぼす溶接組織の影響について実験を行ない次のような結果を得た。
 小入熱で溶接された前掛金属では4kg/mm²以下、熱影響部は入熱の大小にかかわらず5kg/mm²以下の誤差で測定でき手筋法でピーカ位置を決定する方法で応力値を計算すると測定誤差は手筋法の標準偏差、範囲とかなりよい相関関係がある。
 また測定誤差は機械的応力を負荷すると変化し負荷応力が大きくなると測定誤差は小さくなることがわかった。

員工業試験場報告 (No. 17) p. 30~36

減圧加熱と脱脂について

鶴田政信, 加城正義
 潛の真空加熱の基礎資料とするため、炉内を10⁻¹Torr程度に減圧して鋼材を加热した場合の、脱脂現象について調べた。
 本実験では、各鋼材とも、かなりの脱脂層を生じることがわかった。また鋼種によっても脱脂深さに差が認められた。

員工業試験場報告 (No. 17) p. 37~40

抄 錄

塑性加工に関する研究 (その3)

不均一屈曲試料のかたさ換算 (その3)

S15Cに屈曲観入を行ないかたさ換算 (HcC-HsA, HcC-15N) に及ぼす焼もどし温度、硬さ深度の影響について検討した。
本実験により上記試料での HcC-HsA の換算関係は JIS ハンドブックの換算関係とは相当に異なる。また、HcC-15N のかたさ換算の実用は困難である。そして不均一屈曲試料のかたさ測定の精度を高めるためににはなるべく軽荷重のかたさ測定条件を選定するのが良いことなどが明らかとなった。

工業試験報告 (No. 17) p. 41~45

塑性加工に関する研究 (第8報)

高炭素鋼の冷間変形抵抗

高炭素鋼製品の冷間變形設計における筋道性のうち、材料を変形させるために必要な単位面積当たりの圧力を評価するいはゆる変形抵抗を、各種の条件について検討した。変形抵抗に対する因子としては、素材組織、加工速度、加工温度等があり、これらの影響について、明らかにし、適切な粗粒加工を行なうための実用資料を得、また二・三の重要な現象を知り得た。(第24回塑性加工連合講演会に発表)

工業試験報告 (No. 17) p. 46~53

塑性加工に関する研究 (第9報)

高炭素鋼の熱間変形抵抗

S15Cに屈曲観入を行ないかたさ換算 (HcC-HsA, HcC-15N) に及ぼす焼もどし温度、硬さ深度の影響について検討した。
本実験により上記試料での HcC-HsA の換算関係は JIS ハンドブックの換算関係とは相当に異なる。また、HcC-15N のかたさ換算の実用は困難である。そして不均一屈曲試料のかたさ測定の精度を高めるためににはなるべく軽荷重のかたさ測定条件を選定するのが良いことなどが明らかとなつた。

工業試験報告 (No. 17) p. 41~45

塑性加工に関する研究 (第10報)

ロータリースチーボによる成形加工

高炭素鋼の熱間変形加工は振込加工の一環で、最適加工条件に設定されれば繊維を保せず製品精度もよくて自動化も容易であるなどの利点を有していることから、ミシング針や錐形の加工作などには早くから利用されてきた。しかしやはりについては材料が高炭素であるため、未だ実用化の域に達していない。試料に組やすりを使用し、押込みなどを検討することによつて、ロータリースチーボ加工も可能であることがわかつた。今後自動化を進めていくための指針とする。(日本塑性加工学会「塑性加工」に発表)

工業試験報告 (No. 17) p. 46~53

塑性加工に関する研究 (第9報)

高炭素鋼の熱間変形抵抗

高炭素鋼の熱間變形を行なう場合、素材組織、加工度、加工速度、加工温度などの要因と変形抵抗の関係を知っておく必要がある。
やすり鋼 (1.21% C) の熱間での筋道について、常温から 1650°C までの種々の温度で加工度、加工速度、などの加工条件と変形抵抗との関係を求める有益な資料を得、また、一・三の特殊な現象についても知見を得た。(第24回塑性加工連合講演会に発表)

高炭素鋼の熱間変形加工は振込加工の一環で、最適加工条件に設定されれば繊維を保せず製品精度もよくて自動化も容易であるなどの利点を有していることから、ミシング針や錐形の加工作などには早くから利用されてきた。しかしやはりについては材料が高炭素であるため、未だ実用化の域に達していない。試料に組やすりを使用し、押込みなどを検討することによつて、ロータリースチーボ加工も可能であることがわかつた。今後自動化を進めていくための指針とする。(日本塑性加工学会「塑性加工」に発表)

工業試験報告 (No. 17) p. 54~57

工業試験報告 (No. 17) p. 58~64

抄 錄

塑性加工に関する研究 (第11報)
小ねじのすく込み性について

土坂 功、加城正義
小物部品を専門ですく込み加工する場合、荷重、割れ、押出等の範囲性やす法精度、表面状態に影響する範囲は、素材の塑性および冶金学的性質にある。軟鋼線を用いて、標準ダイ二度打ちヘッダーを試作し、素材特性と小ねじのすく込み性について研究した。結果、素材前処理によるたなきならびに潤滑法とすく込み力、結晶組織と表面状態、鉛直線および変形抵抗と理論すく込み力との関係について多くの知見を得た。

呉工業試験場報告 (No. 17) p. 65~69

めっき工場廃水処理スラッジについて (その5)
めっきスラッジの有害物質に関する一実験

酒井加津子、西井隆司、清水進野
めっき工場では、廃水处理スラッジの見分に困窮している現状である。これらのスラッジを収容するさい、環境汚染のための検定方法により、有害物を検定しているが、ほとんど大部分のスラッジについては、判定基準以下になっている。廃棄スラッジを用いて、振とう溶出操作を行ない、溶出シアン、6種クロム量は、スマッシュ中の物質の影響をうけて減少することを知見た。

呉工業試験場報告 (No. 17) p. 70~72

めっき工場廃水処理スラッジについて (その4)
無機質スラッジの処理と利用に関する研究

木原 博、森田龍次、浜田英男、金本 正
清水進野、清水加津子、北和尚、渡部英也
重金属その他有害成分を含んだめっきスラッジに可溶材としてホウ素を配合し、成形、焼成することにより無害化し、建材としての活用をはかり、またクロム含有量の大きいスラッジに少量の粘土を混入、洗削、焼成し、耐火物への利用の可否を検討した。この結果、
1) 建材としての活用についてでは粘土質を多く含むホウ素を用いること、なまスラッジの種類により燃成温度は変動し、その燃成物の性質も異なる。
2) 耐火物の利用については燃成四回気は適度の還元性とすることが大きな要件である。以上の事項を知見した。

呉工業試験場報告 (No. 17) p. 73~76

呉工業試験場報告 (No. 17) p. 77~86

抄 錄

産業衛生物の活用研究 (第3報)

かき殻を使用した発泡体の試作

広島県の特産であるかき殻 (牡蠣) は、加工に供し、挽糀される具餈の量が年間10~15万トンにもなり、業者はその処理に頭をいためている。そこでこのかき殻と清涼飲料や酒の空き瓶などの醸造ガラスを粉碎混合して加熱することにより、張音材・断熱材などに利用できる発泡体を試作した。この発泡体は、吸音率を測定した結果、吸音材として一般に使用されているウレタンファームやグラスウールとほぼ同程度の効果があることがわかった。

機械物の振動および音響特性に関する研究 (第1報)

船板とベニヤ板を組み合せたサンドイッチ船形板は直交異方性板と考えられる。この矩形板 (長さ比: $b/a=2.2$) について周辺を固定した状態において、船板の厚さによる影響および2枚の板を合せ板とした場合との比較について検討した結果、両者とも厚さによる影響は小さいが、固有振動数は後者の方が高い。音響特性に関しては厚さの変化に対し、質量則に従った逆音力は得られない。また両者の差もわざかである。

難削材の機削性に関する研究
ステンレス鋼の穴あけ加工について

山崎隆志、南良良治、平田敏明
難削材であるオーステナイト系ステンレス鋼についてドリルのねじれ角、先端角が機削性におよぼす影響について実験した。
トルクについてはドリル切刃形状是有意性をもたないが、リストについては影響は大きく先端角、ねじれ角は大きくなるほど低い値を示し、進げ角は13°付近が最低値を示した。また穴の最大直径は先端角の影響は大きく角度が小さいほど加工精度はよい。ドリル寿命については工具の摩耗進行および切削初期の摩擦によるチャッピングなどにより寿命となる。

穴あけ加工における快削性添加物の影響

平田敏明、山崎隆志、南良良治
S55C相当材を基本材とし、それに各種の快削性添加物を添加した快削鋼の穴あけ加工を行ない、切削抵抗、切削動力及び穴のあらさ、切削形状を、基本材と比較した。さらに切削条件 (切削速度、送り) とドリルのねじれ角を変化させて同時に切削抵抗の比較を行なった。
本実験により、快削鋼は、切削抵抗及び切削動力が、低く、かつ穴の仕上面あらさが良好となることが確認できた。

NC加工技術に関する研究(第1報)
NC旋盤の刃物台の挙動について

前 良治, 山崎謙志, 平田敏明, 関 一雄

NC旋盤および普通旋盤を用いて、工具刃形状および切削条件を変化させ、切削力による刃物台の変位が加工精度におよぼす影響について究明した。本実験より(1)外径加工精度については工具刃形状の影響が大きく、形状により設定加工幅に比べて外径は増加する。(2)加工倍率は刃物台のX方向変位量によつて大きく左右されその変位量はNC旋盤のほうが普通旋盤に比較して小さく、したがつて加工精度は良好であった。(3)加工条件の影響としては切込量の増加とともに加工精度は悪化し、切削長がながくなるにしたがつて加工精度は増大する。

呉工業試験場報告 (No. 17) p. 110~115

表面あらさの実験的解析

吉浦博裕, 大野幸彦
非常領域で切削を行なう場合に表面あらさに影響を与える因子の数は非常に多く、それぞれの因子に関する解説も完全になされてゐるとは言えない状態にある。本実験では不确定因子のうち、構成刃先と被削材の特性を取りあげこれらの影響を解析すると共に、最も大きな影響を与える構成刃先を抑制することにより仕上面あらさを向上させることを試みた。
この結果、工具刃種によって被削材との親和性が大きく異なること、切削油槽にはあまり大きな期待が持てないこと及び被削材表面が構成刃先抑制時に大きな効果を持つことなどを明らかにすることができた。

呉工業試験場報告 (No. 17) p. 116~122

歯車研削に関する研究(第4報)

歯車の研削条件が精度に及ぼす影響について

兼 広 二 郎, 片 岡 豊

1. 緒 言

ウォーム状砥石によって、歯車研削加工をする場合、多量生産加工が可能である特長を持っているが、歯形誤差を必要とする許容値以内にすることはなかなか容易なことではない。

これは研削法によって歯車を削成歯切りする方式に比較して、ホブ削り法の方が歯形精度をだしにくいとの同様に工作機械の構造、駆動機能上止むを得ないので、ライスハウアーフ方式歯車研削盤で加工するときは歯形誤差の特性と原因を究明して、適正な対策を講ずることにより、歯車の JIS O級許容値内に入れるため歯車研削盤の精度、砥石のバランス、アーバーの精度を管理しながら歯車の研削条件を選定することを目的とした。

本実験では、歯車の研削加工において研削砥石の成形時に関係するダイヤモンド刃部のすくい面あらさが歯形誤差に与える影響および砥石による研削条件を変えた場合の歯形誤差、歯すじ方向誤差、ピッチ誤差に及ぼす影響を検討し、スコーリングに影響があると言われる歯面あらさについて調べたので、その結果について報告する。

2. 実験方法

歯車研削盤は岡本工作機械製 SHG-2型(歯車列によって削成運動を与える研削盤)で、ウォーム状研削砥石は WA150JmV-350×68×160 を使用した。

また、試験機は歯形誤差、歯すじ方向誤差測定に浜井産業機製歯車試験機 LD型(基礎円板方式)を、ピッチ誤差測定にカールツアイスイエナ社製歯車試験機を、そして歯面あらさは東京精密製作万能形状測定機サーフ

コム 3B型を使用した。

被削歯車の諸元は表1に示すもので、研削条件は研削砥石の回転数 1,500 r.p.m. 切込み量(マタギ) 0.01mm, 0.02mm, 0.03mm, 0.04mm, 0.05mm, 送り速度は被削歯車 1 回転当りの送り 0.25mm, 0.50mm, 0.75mm, 1.00mm, 1.50mm とした。

なお、研削砥石は動的釣合いで 1g (980cm/sec²) 以内になるようバランスを取り、研削砥石の条件を同じにするために、研石成形は再成形を行なわないで 1 回研削加工するたびに砥石を軸方向にずらせて実験を行なった。

3. 実験結果および考察

3.1 研削砥石の成形について

写真1にダイヤモンド切刃のすくい面と側面を示す。(a) はラップ仕上げをしたもので、すくい面のあらさは 1μ であった。

(b) は砥石成形に使用した回数の少ないときのものであり、すくい面のあらさは 2μ であった。

(c) は砥石成形に使用した回数のやや多いときのものであり、すくい面のあらさは 3μ であった。

以上、それぞれのダイヤモンドドレッサーで研削砥石の成形を行ない、それらで研削加工した歯車の歯形誤差曲線を図1に示す。

ここで小波の歯形誤差曲線を避けるためドレッシングはできるだけ丁寧に行なう必要があるので、成形用ダイヤモンドドレッサーの切込み量を 0.5mm づつで順次送り、歯面に全面当りするまで行なった。

また、ダイヤモンド切刃を送り方向と平行になるよう慎重に調整しないと歯形誤差に影響すると報告されてい

表1 波削材歯車の諸元

モジュール	圧力角	歯数	ネジ角	歯巾	ピッチ円直徑	歯先円直徑	材質	かたさ(HRC)	熱処理
2.0mm	20°	40枚	0°	20mm	80mm	84mm	S45C	60	浸炭後高周波焼入

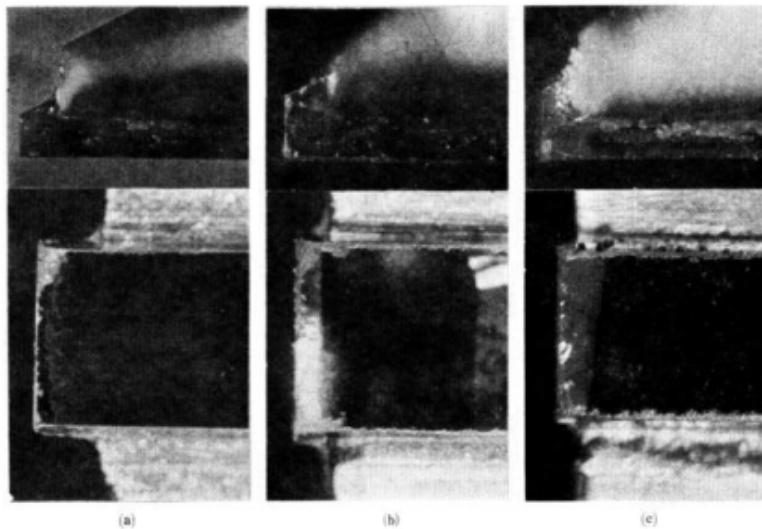


写真1 ダイヤモンド刃のすくい面と側面

る¹⁾ので、入念にセッティングを行なった。

以上のものをまとめたものが図2でダイヤモンド刃部のすくい面あらさと歯形誤差の関係を示す。

歯形誤差の測定については肉眼測定が困難なため、工具顕微鏡のマイクロメーターにより測定した。

ダイヤモンド刃部のすくい面あらさが悪ければ、成形

用ダイヤモンドツールの切込み量をいかに小さくしても研削砥石の成形は良くならないので、その結果歯形誤差も想くなり、その変化は直線的な傾向を示した。

以上の実験結果により、歯形誤差にはダイヤモンドドレッサーのあらさが大きく影響することがわかったので以下の実験ではラップ仕上げでくい面のあらさが1μである(a)のダイヤモンド刃部と同程度のドレッサーを使用し、研削砥石の成形条件も前述と同じようにして追跡したものである。

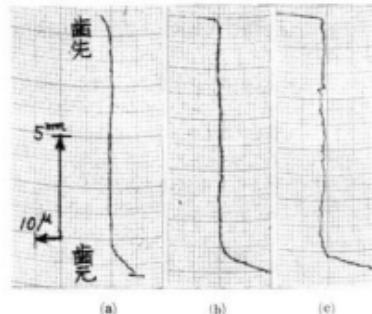


図1 歯形誤差曲線

(研削条件: 切込み量 0.03mm)
(被削歯車1回転当りの送り 0.25mm)

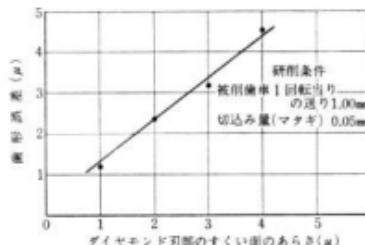


図2 成形用ダイヤモンド刃部のすくい面のあらさと歯形誤差の関係

3.2 歯形誤差について

図3に研削砥石の送り速度と歯形誤差の関係を示す。

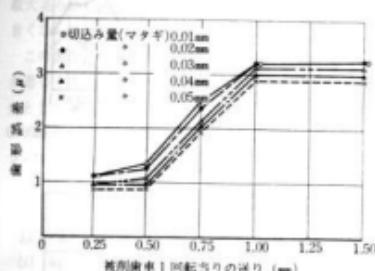


図3 研削歯車1回転当たりの送りと歯形誤差の関係

送り速度が速くなると歯形誤差も悪くなる傾向にあるが、送り速度 0.50mm/rev～1.00mm/revにおいて歯形誤差は特に悪くなり、送り速度 1.00mm/rev～1.50mm/rev では増加しなかった。このことからも使用したタイプの歯車研削盤は研削条件に注意しないと歯形曲線がだらしくいことがわかる。

また、切込み量を変えてもこの傾向は変わらなかった。切込み量を大きくすると前の研削加工の影響を受けないため、誤差もわずかに小さく、良い結果になった。

3.3 歯すじ方向誤差について

図4に研削砥石の送り速度と歯すじ方向誤差の関係を示す。

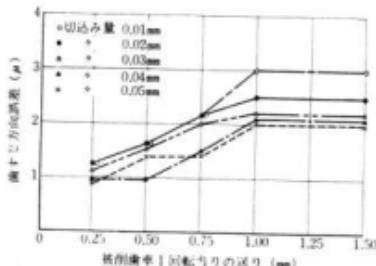


図4 研削歯車1回転当たりの送りと歯すじ方向誤差の関係

送り速度が速くなると歯すじ方向誤差も悪くなる傾向にあり、変化の傾向は歯形誤差の場合と同じようであった。

これは図5に示すように被削歯車1回転当たりの歯すじ方向の送り量が 1.00mm 以上では送りマークが現われる



図5 歯すじ方向誤差曲線

(研削条件: 切込み量 0.03mm
被削歯車1回転当たりの送り 1.50mm)

ためであって、それ以下の送り速度では送りマークはほとんど問題にならなかった。

3.4 ピッチ誤差について

図6に単一ピッチ誤差、隣接ピッチ誤差および累積ピッチ誤差と研削砥石の送り速度の関係を示す。

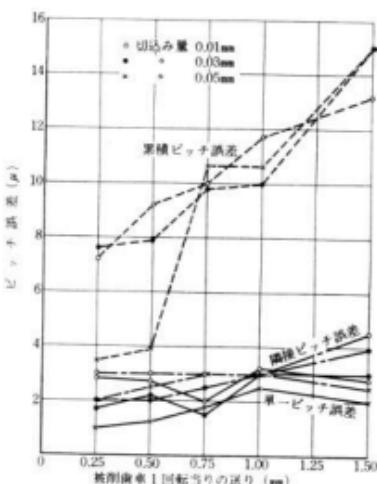


図6 被削歯車1回転当たりの送りとピッチ誤差の関係

单一ピッチ誤差、隣接ピッチ誤差にはほとんど変化は認められないが、累積ピッチ誤差においては送り速度が速くなると誤差も大きくなる傾向を示した。

特に、切込み量の大きい時は 3.5μm～15.0μm と変化している。切込み量については研削剛性が許す限り極めて切込み量の大きいものが優れた結果となった。

累積ピッチ誤差は偏心誤差の影響を大きく受ける。その量は圧力角を α_p 、偏心量を $e^{(x)}$ とすれば

$$\text{累積ピッチ誤差 } F_I = 2e \cdot \sec \alpha_p^{(x)}$$

$\alpha_p = 20^\circ$ では $F_I = 2.13e^{(x)}$

となる²⁾。

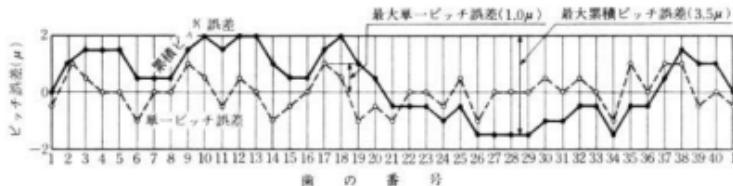


図7 ピッチ誤差(研削条件被削歯車1回転当りの送り0.25mm 切込み量0.05mm)

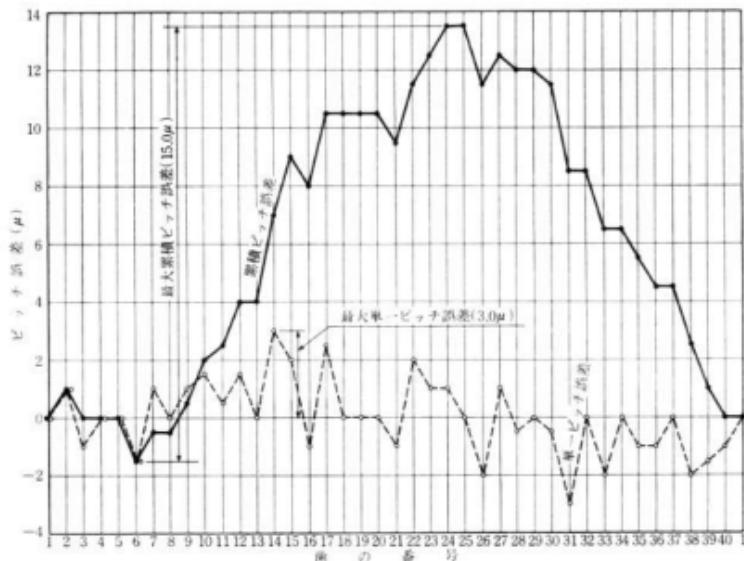


図8 ピッチ誤差(研削条件被削歯車1回転当りの送り1.50mm 切込み量0.05mm)

偏心誤差が数 μ であっても、累積ピッチ誤差には 10 μ 以上の影響を及ぼすことになる。

図7は図6において被削歯車回転当りの送り0.25mm、切込み量0.05mmのもので、単一ピッチ誤差、累積ピッチ誤差、ともに優れており、歯車研削盤の歯車列回転伝達などによる極くわずかの誤差と考えられ、工作機械の歯車研削加工条件としては最も良好と思われる。

図8は図6において加工中の被削歯車1回転当りの送りが速いために歯形誤差が大きくなり、特に累積ピッチ誤差において歯形誤差の影響のため \sin 曲線より大きくなっていることがわかる。

3.5 歯面あらさについて

図9に被削歯車1回転当りの送りと歯面あらさの関係

を示す。

歯面あらさは R_{max} 、 R_z とも基準長さ0.8mmに取り、歯車の歯底から歯先までのインボリュート曲線に沿って

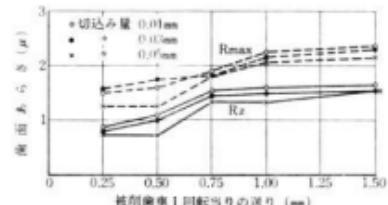


図9 被削歯車1回転当りと歯面あらさの関係

測定を行なった。

歯形誤差と同様に送り速度が速くなれば歯面あらさは最大あらさ R_{max} 、10点平均あらさ R_z ともわずかに大きくなっている。

この歯面あらさが $R_z = 1\mu$ 以上になるとスコーリングが著しく低下することが報告されている³⁾ので、研削条件として被削歯車1回転当たりの送り 0.25mm、切込み量 0.05mm のとき、歯面あらさが $R_z \approx 0.7\mu$ と小さいのでスコーリングに対して影響がないものと思われる。

4. 結 言

以上の結果より、つぎのことが知れた。

(1) 歯形誤差は研削砥石成形用ダイヤモンド平行部のあらさの影響を受けている。

また、ダイヤモンドドレッサー切刃の平行部と研削砥石の送り方向とを平行に取付けることも重要なことがある。

(2) 黒積ピッチ誤差は偏心誤差の影響を大きく受けるが、歯形誤差（歯面あらさも含まれる）も1つの要因であることがわかる。

(3) 研削歯車の加工精度を向上させる見地からすれば、歯車研削盤（ライスハウマー方式）の剛性が許すかぎり、研削砥石の送り速度を遅くし、切込み量を大きくした方が精度が良かった。

(4) 研磨の送り速度が速いと歯すじ方向に送りマークが現われ、歯形誤差も悪くなっている。

ピッチ誤差では特に累積ピッチ誤差が大きくなる。

(5) スコーリングに影響が少ない、良好な歯面あらさの研削条件を見出すことができた。

以上歯車の研削条件についてまとめたが、研削油剤、歯車材料と研削砥石の選択および使用中における歯車の精度劣化などについて実験を続ける必要がある。

文 献

- 1) 仙波: 歯車第9巻 日刊工業新聞社 (1966) 3466~3468
- 2) 仙波: 歯車第2巻 日刊工業新聞社 (1962) 381~383
- 3) V. N. Borsoff; Trans. ASME, J. Basic Eng., Vol. 81 (1959) 79.

試料採取法による鉄中炭素分析値について

小林 賢治，兼広二郎
渡部英雄，新田明
世良時夫，片岡豊

1. 緒 言

鉄中の炭素分析において同一種類の鉄を同一方法によって分析する場合には、分析値はほぼ誤差の範囲内において一致する。しかし、分析試料の採取方法が異なる場合には、分析値は誤差の範囲をこえて変動することがある。この要因としては、偏析に起因するとの見解も否定できないが、一方肉厚、凝固過程等により組織が異なる鉄の分析試料採取方法についても考慮する必要があるとする報告がある。^{1)～3)}

分析試料採取については、まだ統一された方法はないが、従来より比較されている白鉄化試料採取法を簡便にした石英管溶接吸上法が一部でおこなわれている。しかし、中小両工場では、一般に熱分析後の試料をボール盤や旋盤で採取するか、引張試験片加工時の削り屑を分析試料にするのが普通である。特に機械加工条件による遊離炭素の脱落は分析値を変動させる要因の一つにあげられており、切削条件と脱落量の関係については、佐藤³⁾、本間⁴⁾、H. Auerbach⁵⁾ら他一連の研究がある。いずれも回転による試料採取は炭素分析に不適当であると報告されている³⁾。筆者らは一般的な作業範囲内でドリル、バイドで、切削条件を変えて、炭素分析値を検討した。

2. 実験方法

2.1 試料採取用鉄

炭素分析に使用した鉄は炭素量の多い球状黒鉛鉄の元湯である。化学成分および顯微鏡組織は表1、写真1に示す。鉄込みは生型で、30φ×500mmの丸棒を3本同時に横鉄込みとした。丸棒は、表面より約3mm程度を削除して試料採取用鉄とした。又同一の取扱から石英管

表1 化学成分

白鉄化試料	化 学 成 分 (%)				
C	Si	Mn	P	S	
3.858	1.96	0.84	0.067	0.061	



写真1 供試材の顯微鏡組織

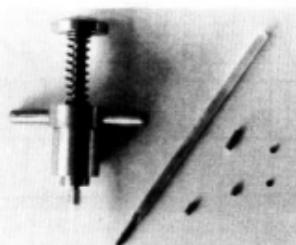


写真2 白鉄化試料用吸上げポンプ

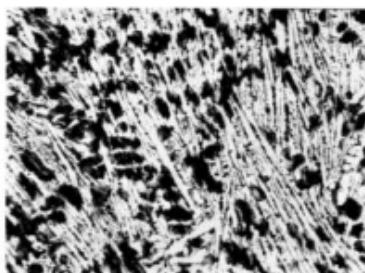


写真3 白鉄試料の顯微鏡組織

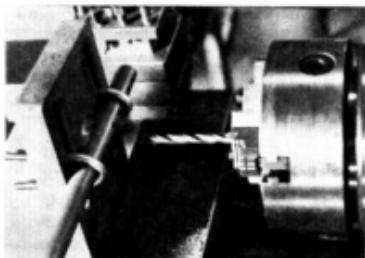


写真4 ドリルによる切削

吸上式により白銅化試料を採取し標準試料とした。石英管吸上げポンプ及び試片を写真2に示す。写真3は白銅化試料の顯微鏡組織を示す。

2.2 切削加工

本実験においては大別して2種類の試料採取法について比較検討を加えた。第1の方法はドリルで前記の丸棒を各切削条件に従って採取した。なお実験の便宜上、ドリルによる切削は、写真4に示すように、ドリルを旋盤のチャックに、丸棒を治具にしめつけて中心部送り切削を行なった。

第2の方法は旋盤で丸棒を回転させバイトを使用し切削条件に従って分析試料を採取した。採取用刀物は、アルコール、エーテルで洗浄して切削した。

2.3 炭素分析法

分析試料約50gの削り屑よりそれぞれ0.3gの試料を無作為に分け取り、これをJIS G1211にもとづく炭素定量装置クーロンカウンターCC-22型（柳本製作所製）で分析した。分析値は4回の平均値を示した。なお実験開始前にJISに準じて許容差内にあることをたしかめた。

3. 実験結果と考察

ドリル、バイトによる切削条件と炭素分析値の関係について三元配置の実験計画法（繰り返しなし）に基づいて分散分析を行なった。その結果についてつぎに述べる。

3.1 ドリルによる切削条件が炭素分析値におよぼす影響

ドリルによる切削条件および炭素分析値は表2に示す。各ドリル径による全試料の炭素分析平均値は6φドリルで3.788%、12φドリル、12φドリル（下穴加工）で3.768%である。白銅化試料の分析値3.858%と比較すると6φドリルが近い値を示している。さらに分散分析を行なった結果は表3に示す。

6φドリルの切削では有意差は認められなかった。12φドリルの切削では各交互作用に有意差が認められた。なかでも先端角を切削速度、先端角と送り速度の関係が大きく、切削による遊離炭素の脱落があるものと思われる。3φ下穴加工、12φドリルの切削では先端角に有意

表2 ドリル切削条件と炭素値

ドリル径 (mm)D	先端角 (°)α	切削速度 (m/min)	送り速度 (mm/rev) f					
			0.11		0.26(0.21)		0.42(0.3)	
			試料番号	炭素値(%)	試料番号	炭素値(%)	試料番号	炭素値(%)
6	118	10	1	3.764	2	3.811	3	3.761
		15	4	3.792	5	3.748	6	3.759
	100	10	7	3.817	8	3.786	9	3.820
		15	10	3.805	11	3.809	12	3.784
12	118	10	13	3.817	14	3.728	15	3.821
		15	16	3.809	17	3.676	18	3.706
	100	10	19	3.730	20	3.773	21	3.759
		15	22	3.802	23	3.819	42	3.781
12 (下穴3)	118	10	25	3.751	26	3.720	27	3.714
		15	28	3.680	29	3.706	30	3.794
	100	10	31	3.783	32	3.819	33	3.755
		15	34	3.827	35	3.824	36	3.847

※()は6φドリル切削時の送り速度

表3 赤素分析値に及ぼすドリル切削条件の分散分析表

ドリル径	要 因	S S	M S	V	F*	p %
6φ	A	2760.33	1	2760.33	2.20	41.04
	B	299.99	1	299.99	0.23	4.46
	C	352.17	2	176.08	0.14	5.23
	A × B	8.34	1	8.34	0.00	0.12
	A × C	283.14	2	141.58	0.11	4.21
	B × C	513.51	2	256.75	0.20	7.63
	E	2507.16	2	1253.58		37.28
	T	6724.67	11			100.00
12φ	A	560.33	1	560.33	5.37	1.91
	B	2.99	1	2.99	0.02	0.01
	C	2283.17	2	1141.58	10.95	7.79
	A × B	9747.01	1	9747.01	93.50*	33.26
	A × C	12167.17	2	6083.58	58.36*	41.52
	B × C	4330.51	2	2165.25	20.77*	14.78
	E	208.49	2	104.24		0.71
	T	29299.67	11			100.00
下穴φ (3φ)	A	19764.07	1	19764.07	22.88*	59.18
	B	1518.75	1	1518.75	1.75	4.54
	C	618.50	2	309.25	0.35	1.85
	A × B	1752.09	1	1752.09	2.02	5.24
	A × C	1922.18	2	961.09	1.11	5.75
	B × C	6093.50	2	3046.75	3.52	18.24
	E	1727.16	2	863.58		5.17
	T	33396.25	11			100.00

信頼限界:

6φ 3.790±0.032%

A: 先端角, B: 切削速度, C: 送り速度

12φ 3.768±0.017%

A, B, C: 主効果

12φ(3φ) 3.768±0.032%

A × B, A × C, B × C: 交互作用

表4 バイト切削条件と炭素値

切込み (mm) t	送り速度 (mm/rev) f	切削速度 (m/min)					
		20		30		40	
		試料番号	炭素値(%)	試料番号	炭素値(%)	試料番号	炭素値(%)
1	0.11	1	3.850	2	3.796	3	3.828
	0.26	4	3.776	5	3.796	6	3.761
	0.42	7	3.718	8	3.725	9	3.745
2	0.11	10	3.688	11	3.805	12	3.818
	0.26	13	3.817	14	3.825	15	3.756
	0.42	16	3.715	17	3.724	18	3.806
3	0.11	19	3.785	20	3.711	21	3.788
	0.26	22	3.740	23	3.825	24	3.792
	0.42	25	3.778	26	3.749	27	3.811

差が認められた。先端角100°の切削条件で採取した試料が白鉄化試料に近い炭素値を示している。

3.2 バイトによる切削条件が炭素分析値におよぼす影響

バイトによる切削条件および炭素分析値は表4に示す。バイトによる全試料の炭素平均値は3.776%である。さらに分散分析の結果は表5に示す。バイトによる切削

表5 炭素分析におよぼすバイト切削条件の分散分析表

要因	S S	M S	V	F ₀	P%
A	98.29	2	49.14	0.02	0.20
B	7056.52	2	3528.26	1.97	14.45
C	3204.96	2	1602.48	0.89	6.56
A × B	11368.58	4	2842.14	1.59	23.29
A × C	4006.81	4	1001.70	0.56	8.20
B × C	8793.24	4	2198.31	1.23	18.01
E	14277.01	8	1784.62		29.25
T	48805.41	26			100.00

信頼限界：3.776 ± 0.053%

A：切り込み、B：切削速度、C：送り速度

A、B、C：主効果

A × B、A × C、B × C：交互作用

条件による炭素分析値には有意差は認められなかった。

3.3 切粉の形状が炭素分析値におよぼす影響

写真5、6に示すようにドリル、バイト切削で得られた削り屑について、ドリル径、切込、送り速度が大きくなれば削り屑の形状も大きくなる。目視選別で屑の分類を行なって検討したが、削り屑の形状、大きさなどは炭素値に影響がないように思われる。

3.4 考 察

ドリル、バイトでの各切削条件と炭素分析値について分散分析結果からみると、6φドリル切削が白鉄化試料分析値に近い値を示している。信頼限界はバイト切削の場合が範囲が大きい。

ドリル、バイトによる切削条件炭素分析値におよぼす影響は認められるが、その関係については明確でない。

文献と筆者らが行なった標準試料とドリル・バイトで切削した試料分析値の比較を表6に示す。本実験では文献と比較して全体に標準値と実測値との開きは小さかった。

4. 結 言

分析試料採取法と炭素分析値の関係について白鉄化試料を標準として比較検討した結果はつぎのとおりであ

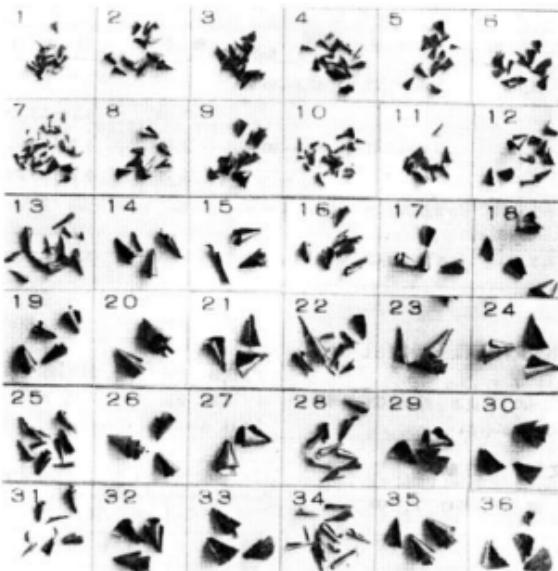


写真5 6 mmφ, 12 mmφ, 12 mmφ + 下穴 3 mmφ ドリルにより切削した削り屑

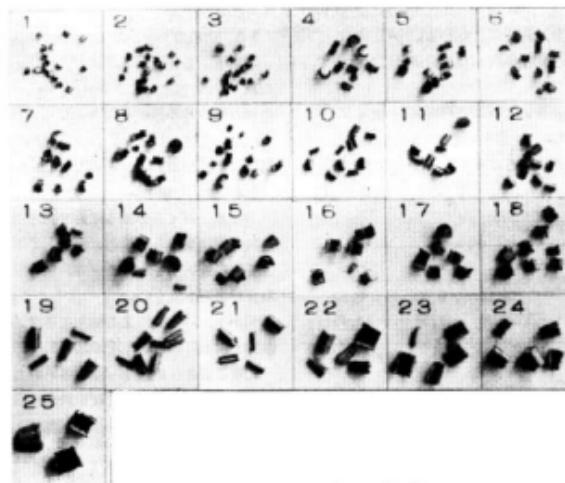


写真6 バイトにより旋削した削り屑

表6 標準試料の炭素値を100とした時の文献との比較

径 mm	文 獻			本 実 験		
	標 準 値	実 測 値	実測値 標準値	標 準 値	実 測 値	実測値 標準値
ド リ ル (穴3.0)	3.5	3.76	3.68~3.73	97.8~99.2	—	—
	6.0	—	—	—	3.858	3.748~3.820
	12.0	3.78	3.32~3.61	87.8~95.5	3.858	3.706~3.821
	12.0	—	—	—	3.858	3.680~3.847
	13.0	3.83	3.36~3.79	87.7~98.9	—	95.3~99.7
バ イ ト	—	3.69	3.40~3.67	92.1~99.4	3.858	3.711~3.850

る。

1) 6φドリルによる採取試料が炭素分析試料としてすぐ
れている。2) ドリルとバイト切削による炭素分析値の信頼限界の
範囲はドリル切削のはうが小さい。2) 森田、尾崎、井ノ上：鉄物、昭和30年度秋季講演大
会概要26

3) 佐藤、菅野：鉄物、29 (1957), 6, 447

4) 本間：金属 (1971) 7/15, 84

5) H. Averbach: Giess-Techn., 4(1958) Nr. 2, 35

文
獻

1) 前川、菊地：鉄と鋼、40 (1954), 7, 700

球状黒鉛鉄に関する研究（第6報）

球状黒鉛鉄の破壊特性について

中村和清、原信彦
西川浩成、橋本幸則

1. 緒 言

球状黒鉛鉄はその性質がすぐれていることと製造技術が普通鉄鉄製造の延長線上にあることなどのために広く普及し、中小鉄物工場でもかなり製造されている。しかし、品質については安定性に今一步欠ける点があり材質を劣化することもしばしばある。

例えは機械的性質では伸びや衝撃値のばらつきが鋼材に比べて大きく、ユーザーからの改善が望まれている。

一方、化学成分のうち主成分であるCとSiの量は一般に炭素当量(C.E.値)を共晶成分4.3からそのやや上の4.5程度になるよう設定されている。しかし実際に製造されているものを見ると、C.E.値は同等でもCとSiのそれぞれの量にはかなりの異なることがある。

引張強さ、伸び、衝撃値など破壊特性はC.E.値や製造条件によって大いに左右されるのは周知のことであるが、同等C.E.値でのCとSiの量も無視できないものであり。しかもこのことには比較的の関心がうすいように思われる。

筆者らは球状黒鉛鉄の性質の安定化に寄与するため、同等C.E.値内のCとSiの割合が、常温ならびに低温における破壊特性に及ぼす影響について検討したので報告する。

2. 試料と実験方法

2.1 試 料

本実験に使用した地金は釜石ダクタイル鉄と一般構造用圧延鋼材2種で加炭材は中島加炭材G.P.、球化剤はK.C.1号を使用し、成分調整、接種には75% Fe-Siを使用した。

表1 配合地金の化学成分(%)

	C	Si	Mn	P	S
釜石ダクタイル鉄	4.20	1.44	0.11	0.085	0.024
一般構造用鋼材 ² 種	0.20	0.07	0.90	0.011	0.022

釜石ダクタイル鉄および一般構造用圧延鋼材の化学成分は表1に示すとおりである。

2.2 実験方法

地金は65 kW高周波誘導炉を使用して50kgを溶解し、一定C.E.値内でC, Siを変化させ所定成分にしKC剤1.3%で球状化処理した後Fe-Si 0.2%を接種して、図1に示すようなYブロックに鉄込みNo.1～No.5までの試料を採取した。No.5の試料については、すべて鋼材溶解とし加炭材を用いて目標C量とした。

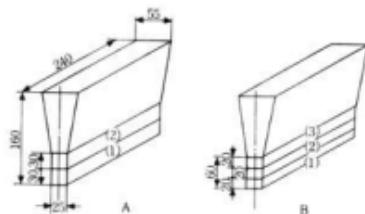


図1 鉄込試験片

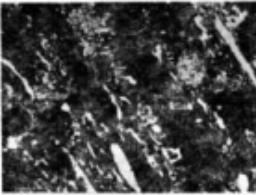
各試料の化学成分は表2に示すとおりで、本実験ではNo.3の成分のものを標準試料として扱った。以下実験試料については試料No.3をもって表すこととする。

引張試験試料は図1 Aの(1), (2)の位置から4号試験片を各試料から2本ずつ採取し、万能試験機(100t)を

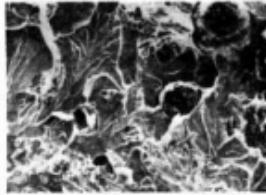
表2 試料の化学成分とC.E.値

試料No.	化 学 成 分 %					C.E. (C+Si/3)
	C	Si	Mn	P	S	
1	2.84	4.63	0.29	0.019	0.021	4.38
2	3.18	3.59	0.24	0.042	0.023	4.38
3	3.43	2.63	0.20	0.015	0.023	4.31
4	3.66	1.81	0.18	0.029	0.025	4.26
5	4.29	0.65	0.36	0.011	0.012	4.51

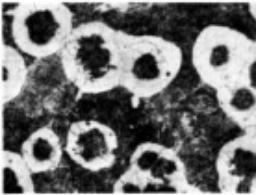
試料 No.	1	2	3	4	5
C (%)	2.84	3.18	3.43	3.66	4.29
Si (%)	4.63	3.59	2.63	1.81	0.65
C-E 値	4.38	4.38	4.31	4.26	4.51
引張強さ (kg/mm ²)	60	53	55	51	58
伸び (ε (%))	4	10	13	8	5

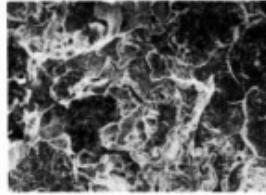


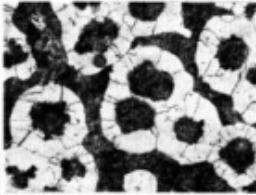
鏡面組織
($\times 100$)

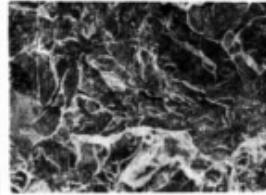


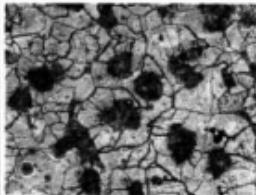
鏡面組織
($\times 300$)

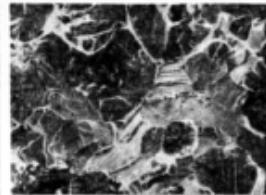


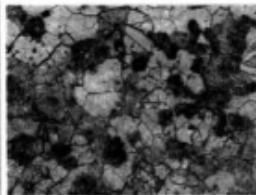












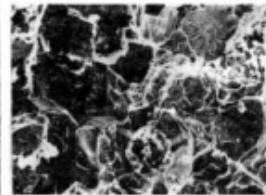


写真1 鋼 焼純組織と研磨鏡面組織

使用して引張試験を行ない各温度ごと2本の平均値をもって表わした。

衝撃試験試料は図1Bの(1), (2), (3)の位置から $10 \times 10 \times 55$ mmの切欠なしLの試料を採取し、 $5\text{kgm}/\text{cm}^2$ シャルピー衝撃試験機を用いて各温度で試験し、試験値は3個の平均をもって表わした。

低温での引張試験においては、あらかじめ予備実験で4分試験片にC, A熱電対を密接し、ドライアイスとアルコール浴に所定温度で1時間浸漬後大気中に取出し、単位時間当たりの温度上昇率を求めておき、本実験ではこれに従い所定温度になるよう時間調整しながら試験した。同じく衝撃試験についてはJISに準じて行なった。

以上の試験後の試料について顯微鏡組織を撮影し、破壊面組織を走査電子顕微鏡（日本電子製JSM-U3型）で撮影した。

3. 実験結果と考察

引張試験および衝撃試験は常温17°C, 低温-10, -40, -70°Cで行なった。

3.1 引張試験

3.1.1 化学成分の影響

化学成分と引張強さおよび伸びの関係は図2, 図3に

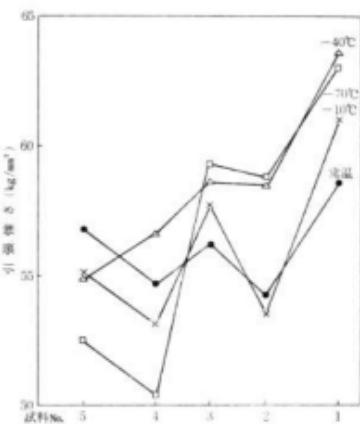


図2 化学成分と引張強さの関係

示すとおりである。

同一C-E範囲内の化学成分が常温引張強さに及ぼす影響を見ると、低C, 高Si（試料No. 1）の試料が最高の

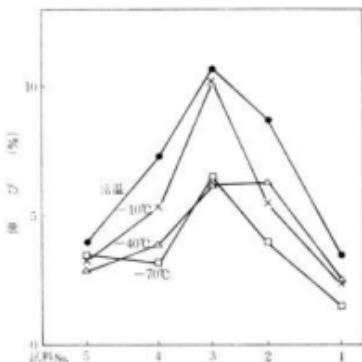


図3 化学成分と伸びの関係

値を示し、次で高C, 低Si（試料No. 5）、標準成分（試料No. 3）、標準成分に近い（試料No. 4）、（試料No. 2）の順に低下している。No. 1の試料はSiが高いためシリコフェライトがたさ（H₂2D）を増し、強さも高い値を示したものと思われる。No. 5の試料は逆に高C, 低Siのためセメントイトが析出しており、たさはNo. 1と同等で、引張強さもNo. 1に次いで高かった。

しかしNo. 1～No. 5までの引張強さの差は 5kg/mm^2 程度と小さかった。

伸びは標準成分No. 3のものが最も大きく、標準成分よりC, Siのバランスが崩れるほど小さい値を示している。

3.1.2 温度の影響

低温においては球状黒鉛鉄の引張強さは上昇すると言われているが¹³、この実験でもその様な傾向が認められた。特に標準成分（C 3.43, Si 2.63%）よりも低C, 高Siのものにこのような傾向が強かった。しかし標準成分より高C, 低Siの試料は温度低下とともに強さも下がる傾向が認められた。

伸びについては温度が低くなるほど低下するのが明瞭であった。

3.2 衝撃試験

3.2.1 化学成分の影響

化学成分と衝撃値の関係は図4に示すとおりである。衝撃値は標準成分No. 3の試料を最高に、これよりC, Siのバランスが崩れるほど低下しており、これは伸びとよく一致している。

3.2.2 温度の影響

一般に普通鉄筋は衝撃値が低く低温でのぜい性もないと言われているが、球状黒鉛鉄の切欠なしの試料では

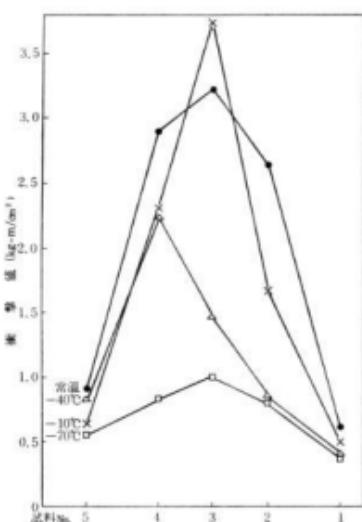


図4 化学成分と衝撃値の関係

低温せいで認められるデータが今までにも発表されている²⁾。本実験でも例外でなく、No.1の試料からNo.5の試料まで低温になるほど衝撃値も低くなることが確認できた。

以上の結果から機械的性質を総合的に判断すると、標準成分No.3が最も優れており、これに次いでNo.2、No.4と標準成分に近いほど優れていた。しかし各試料とも強さ、伸びとともに実用上問題のない結果が得られているが、同一C E値内でもNo.1の試料は高Siのためドロスの発生が多く、これを除去するのに難点があり、またNo.5の試料は逆に低Siのため溶湯に流动性がなく、実際製品製造上は問題があると思われる。

4. 顕微鏡および破壊破面組織

顕微鏡、走査電子顕微鏡試料は常温の引張試験試料No.1.2.3.4.5から採取した。

顕微鏡写真と破壊破面の走査電子顕微鏡写真は写真1に示すとおりである。

顕微鏡組織については高SiのNo.1、No.2の試料がオールフェライト組織となっており、またNo.5の試料は逆にCが非常に高く、Siが低いためセメントタイトがかなり析出していた。

標準成分のものはブルースアイとなっており、フェライトとバーライトの割合はほぼ同量であった。

破壊破面の組織については参考として提示したが、今後引き続き解析をしてゆきたいと思う。

5. 結 言

球状黒鉛鉄の破壊特性を調べる目的で、同一C E値内でC、Si量を変化させた5試料について常温ならびに低温での機械的、物理的性質を検討した結果は次のとおりであった。

1) 化学成分の変化による強さの差は5kg/mm²程度で大きな差は認められなかったが、伸びは8%とかなり大きな差が認められた。

2) 低温試験では高Siのものは温度降下とともに引張強さが上昇し、高Cのものは温度降下とともに低下する傾向が認められた。伸びも温度降下とともに減少した。

3) 常温での衝撃値は標準成分のものが最も高く、標準成分よりC、Siのバランスが崩れるほど低下する。

4) 低温の衝撃値は、いずれの試料も温度降下とともに低くなる。

5) 顕微鏡組織は5試料とも機械的性質とよく一致していた。

6) いずれの試料も、機械的性質については一応JISの範囲内にあり、用途によってC、Si量を選択すればよいが、延性、じん性を重視する場合は、C、Si量を本研究の標準成分に近似するよう十分に管理すべきであり。また、C、Si量のかたよったものは鋳造性が悪いので実際上避けるべきである。

文 献

- 日本金属学会鉄鋼分科会編：球状黒鉛鉄の理論と実際（丸善）340
- 小林：鉄と鋼59（1973）1578

金型鋳造に関する研究(第1報)

金型鋳造鉄溶湯の冷却速度が機械的性質に
およぼす影響について

原 信彦, 近藤 靖彦*, 磯谷 三男**

1. 緒 言

近年鋳造界においては、公害問題、作業環境の悪さからくる若年労働者の不足、鋳型材料(骨材、粘結材)の不足で入手困難になるなど多くの問題をかかえ、大きな転換期を進んでいるように思われる。

これらの諸問題を解決するためには、現在のプロセスの改善はもちろん新しいプロセスの開発が必要である。

金型鋳造は、機械化、自動化が比較的容易であり砂を必要としないことから工場環境、労働者問題の改善に役立つばかりでなく鋳型材料の節約にもなることはすでに知られているが、軽合金鋳物と比較すると鉄鋳への適用は極端に低く、わが国においては、チルド鋳物、マンホールの蓋など特定の分野で行なわれているにすぎない。

しかし、ソ連はじめ東欧諸国および米国では、一般の鉄鋳製品に適用し、すでに実用化されている。

最近わが国においても、省力化、公害問題および作業環境の改善などの必要から鉄鋳の金型鋳造に関する関心が高まり、ソ連および東欧諸国に視察団を送るなど、鉄鋳の金型鋳造導入の動きが活発化する一方、これに関する研究もさかんになり、機械的性質、耐圧性、被削性など材質的に優れたものが得られることがわかった。

筆者らは前記の様な長所を持つ鉄鋳の金型鋳造法に興味を持ち、冷却速度の大きい金型に共晶あるいは過共晶成分の溶湯を注湯したはあい、熱処理(フェライト化焼純)をするとその強さは 48 kg/mm^2 に達するとの報告¹⁾があることを知り、冷却速度が機械的性質におよぼす影響を調べるために、鉄鋳溶湯を一方向から凝固させ、冷却速度の異なる各所から試験片を採取し、引張り強さ、かたさおよび組織について検討したので、その結果を報告する。

2. 実験方法

試験片の冷却速度の変化には鉄鋳溶湯を一方向から凝

固させた一方向凝固試験片を用いその作製は次の方法でおこなった。

溶解材料は表1に示す成分の物を使用し $3.1\% \text{C}$, $4.2\% \text{Si}$ の溶湯を高周波溶解炉を用いて作製し、図1に示すような水冷式鋼製定盤(以後チラーと言う)の上に充熱鋳型、内径 50mm 高さ 50mm を置き $1,380^\circ\text{C}$ の溶湯を中央から鉄込んだ。

表1 溶解材料の成分

種類	化学成分(%)					
	C	Si	Mn	P	S	Cu
矢作鉄	4.20	1.93	0.48	0.076	0.038	—
電解鉄	0.002	0.003	tr	0.004	0.005	0.005
金属Si	—	98.0	—	—	—	—
加炭剤	>99.9	—	—	—	—	—

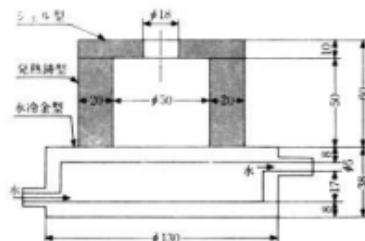


図1 一方向凝固試験片作製用鋳型

また一方向凝固の有無を知るために鋳型の所定の箇所に熱電対を埋込み、充熱鋳型および溶湯の温度変化を次の方法で測定した。

横方向の温度変化は、鋳型、鋳型壁面、壁面から 12mm および 25mm の4点の温度を鋳型の側面中央部から熱電対をそう入して測定した。

* 名古屋工業技術試験所

** 同 上 工博

縦方向の温度変化については、上型面から熱電対を垂直にさし込み、チラー面およびチラー面から2.5, 5.0, 10, 20mmの点の温度を測定し、強度および組織に大きく影響すると思われる共晶凝固を開始するまでの時間をラン記録計を用いて測定した。

引張り試験片は前記の方法で作製した一方向凝固試験片を900°Cで2時間加熱したものを図2に示すよ

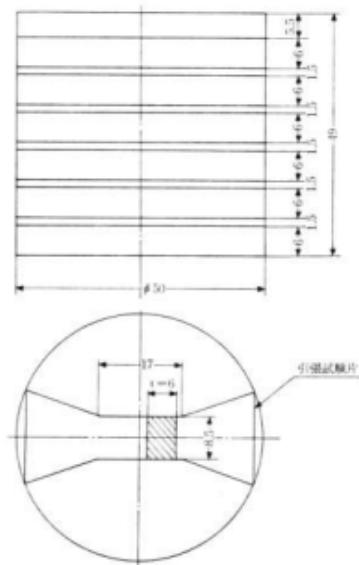


図2 引張試験片の形状および試料採取位置

うに下端より7.5mm(内1.5mm切代)おきに幅8.5mm厚さ6mmの試験片を試料の中心部より切出して作製した。

引張り強さはインストロンタイプの試験機を用い引張り速度3mm/minで測定した。

かたさは引張り強さ測定後、その試験片の中心付近をピッカース硬度計を用いて荷重30kgで測定した。

また熱処理前の硬さは上記のものと測定位置をそろえるため試料の中心部を下端面から7.5mmおきに6箇所測定した。

顯微鏡組織の観察は熱処理前のものは試料の横断面と縦断面を、熱処理を施したものについては引張り強さ測定後の試片を用い、縦断面を観察した。

また引張り試験後の破断面を走査型電子顕微鏡を用いて観察した。

3. 実験結果

一方向凝固試験片作製に使用した鉄型の性状を調べるために行なった鉄型および浴湯の温度変化を測定した結果を図3に示す。

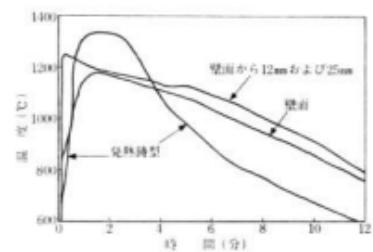


図3 鉄型および浴湯の冷却曲線

鉄型の発熱は注湯後7~8秒から始まり1分30秒で1330°Cまで発熱し1分間保持後急速に下降し3分50秒で浴湯の温度1110°C~1140°Cと一致しその後160~170°Cの温度差を保ってほぼ平行に下降した。

鉄型表面の浴湯の温度は鉄型に熱を奪われるために、内部に比べゆるやかに上昇し鉄型の最高温度と同様1分30秒で最高に達し2分後を中心部と同じ温度になり。その後20~50°C低い温度で下降した。

中心部と壁面から12mmの点の温度は全く差がなく冷却曲線は一線となった。

また垂直方向の温度変化は図4に示すようにチラーから20mmまでの共晶凝固開始時間はほぼ直線的に変化

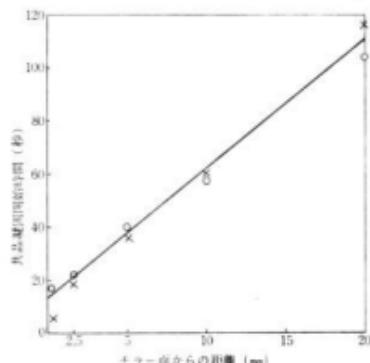


図4 チラー面からの距離と共晶凝固開始時間との関係

し、チラー面より一方向に凝固していることを示している。

以上の結果より、中心部より半径13mm以内の浴湯は上部をのぞいて、チラー面より一方向に凝固することが明らかであり引張り試験片の平行部17mmの引張り方向の組織は均一であるものと思われる。

冷却速度と組織組織の関係を写真1～4に示す。

写真1は、チラー面から10mmまでの試料断面の組織変化を連続的に示したものである。

チラー面より3mm付近まではレデブライト組織中に細かい球状黒鉛が散在し、ついで微細な共晶黒鉛を伴なう初品デンドライトが発生する。

またデンドライトはチラー面に垂直に成長し、その数はチラーから遠ざかるにつれて少なくなる。

写真2はチラー面から45mmまでの試料断面の組織の変化を5mmおきに、写真3は横断面を5～10mmおきに観察したものである。

チラー面(0)は連続写真と同様、レデブライト中に球状黒鉛が散在している。

またデンドライトと共に黒鉛はチラー面から離れるにしたがって次第に大きくなり30mm付近からデンドライトは見られなくなり黒鉛は45mmでは粗大な片状になっている。

写真4は引張り強さと組織の関係を示したものである。

デンドライトおよび黒鉛は強度の低下と共に大きくなり組織の粗さが強度に大きく影響している。

冷却速度が引張り強さにおよぼす影響を測定した結果を図5に示す。

引張り強さは冷却速度の速いチラー面に近いものほど高い値を示し、強度は直線的に低下するが22.5mmに折点が見られる。

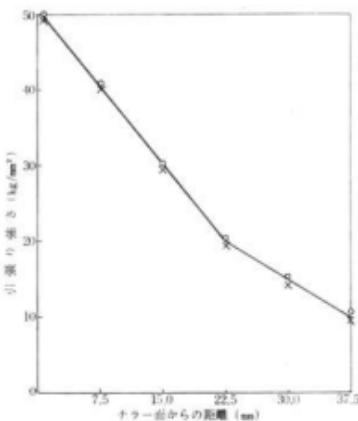


図5 冷却速度が引張り強さにおよぼす影響

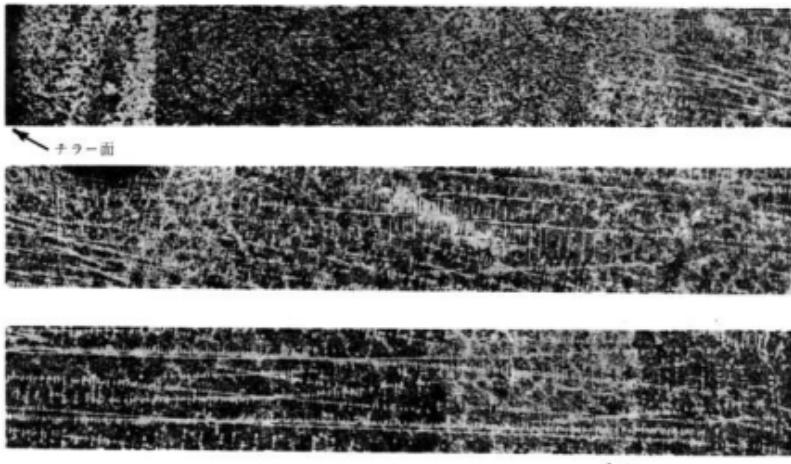


写真1 チラー面からの連続組織 ($\times 50$)

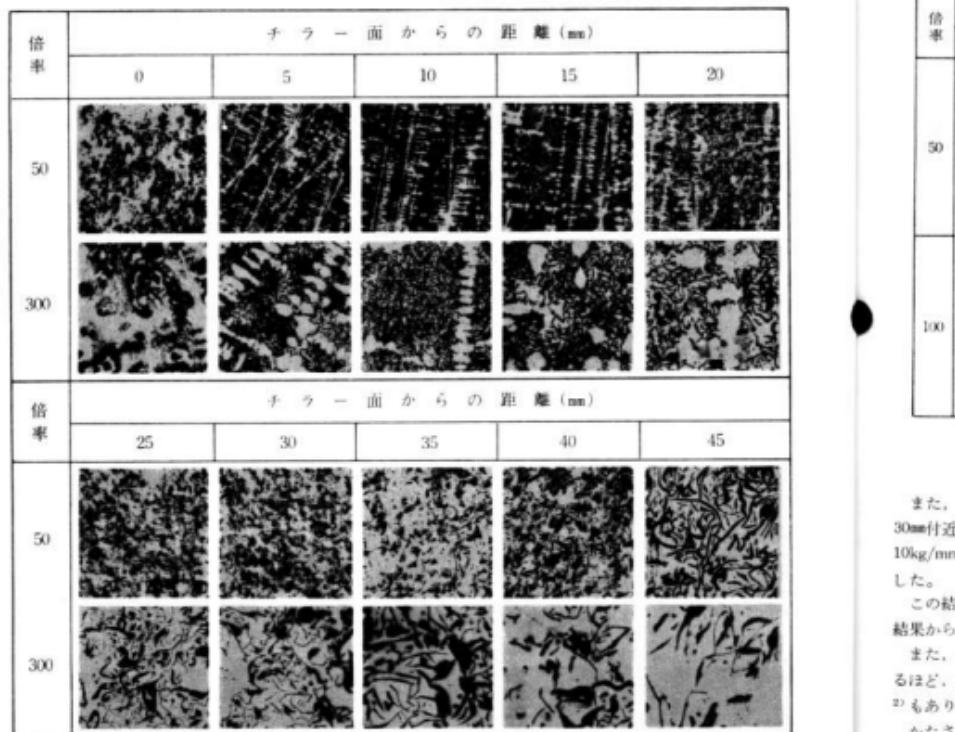


写真2 試料紙断面の組織

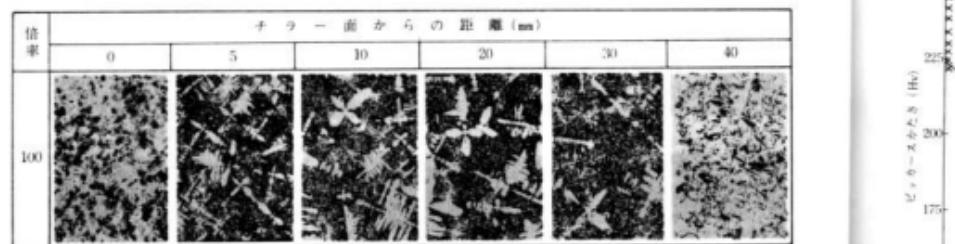


写真3 試料横断面の組織

また、
30mm付近
10kg/mm²
した。
この結
結果から
また、
るほど、
2)もあ
がたさ
ばらつき
たが冷却



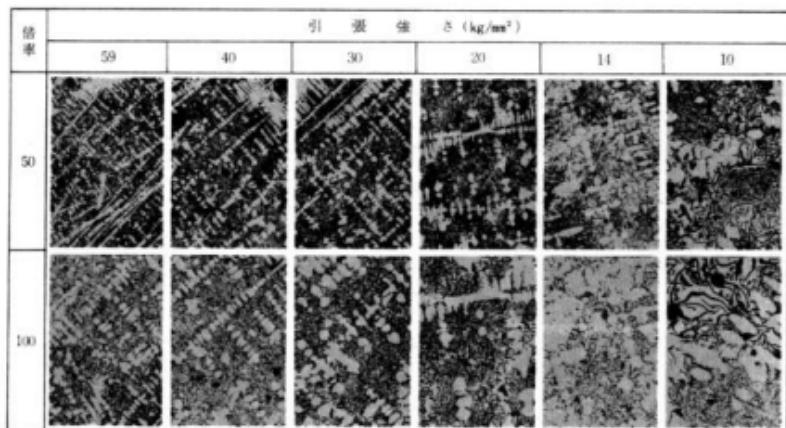


写真4 引張強さと組織の関係

また、チラー面の強さは 49kg/mm^2 を示すのに対し 30mm 付近から同成分の溶湯を砂型に跨込んだ場合の強度 10kg/mm^2 前後に近づき、冷却速度が強度に大きく影響した。

この結果は、鍛造鋳鉄および共晶凝固開始時間測定結果からもうなづける。

また、金型鉄造の場合、鉄物肉厚（直径）が小さくなるほど、熱処理したもののは強度は高い値を示すとの報告もあり、これともよく一致している。

かたさの測定結果は図6 図7 に示すように、かなりのばらつきを示し、とくに熱処理を施したものは大きかつたが冷却速度との関係は説取ることはできる。

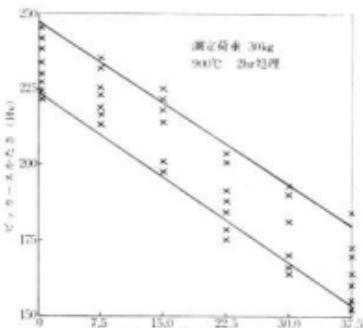


図6 冷却速度がかたさにおよぼす影響

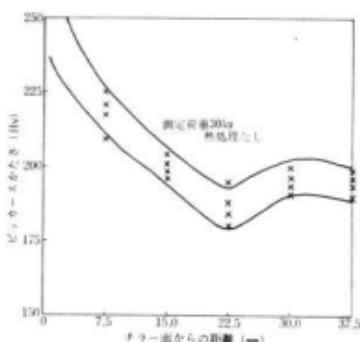


図7 冷却速度がかたさにおよぼす影響

すなわち、かたさは熱処理の有無によりかなり異なった傾向を示し、熱処理を施したものは冷却速度の速いチラー面から遠ざかるにしたがってほぼ直線的に低下するが熱処理なしのものは、チラー面は Hv730 を示し 7.5mm から 22.5mm までは前者と同様ほぼ直線的に低下するが 30.0mm の点のかたさは再び上昇した。

この原因は明らかではないが検査の結果この付近に多くのチタンカーバイトが見られ、これに起因するものと思われる。

走査型電子顕微鏡を用いて引張り試験片の破断面を観察した結果を写真5に示す。

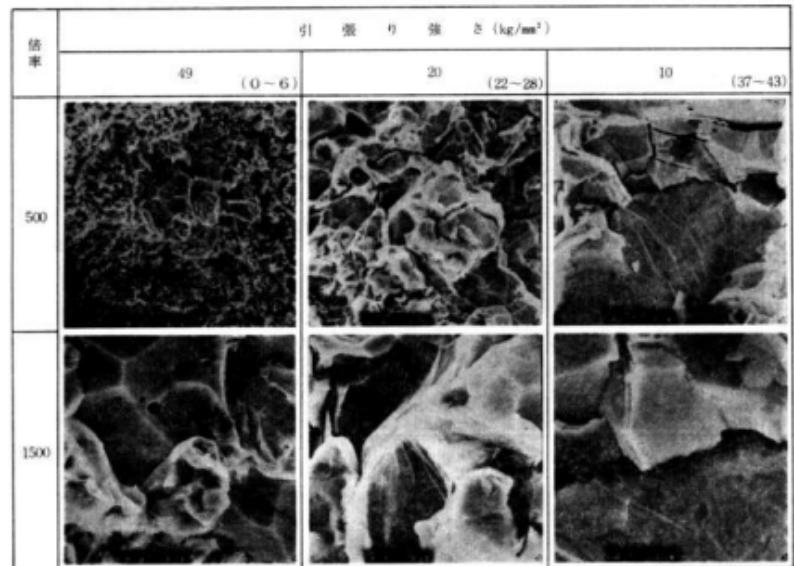


写真5 走査型電子顕微鏡写真

注) カフコ¹はチラー面からの距離 (mm)

引張り荷重はデンドライトの成長方向に直角に加えたため、写真はデンドライトの成長方向に平行に破断した面であり写真中に見られるデンドライトは二次デンドライトで、その破断は粒界で起り界面にリバーパタンが見られる。

またデンドライトおよび黒鉛は、組織写真と同様に強度が低下するにしたがって大きくなっている。

4. 結 言

3.1% C, 4.2% Si の過共晶成分の鉄鉱浴湯を一方に向かって凝固させ、その二、三の性質を調べた結果は次のとおりである。

機械的性質は、冷却速度に大きく影響されフェライト化処理したもののは強度は冷却速度の大きいチラー面のものは 49 kg/mm^2 を示したのに対し、 37.5 mm 離れたもの

は 10 kg/mm^2 の強さしか示さなかった。

なお、かたさは熱処理を施したばあい強度とほぼ同様の傾向を示した。

顯微鏡組織は冷却速度のちがいで大きく変化し、チラー面ではレデブライト中に微細な球状黒鉛が散在し 3 mm 附近から微細な共晶黒鉛を伴なう初品デンドライトが発生。しだいに粗大化し 30 mm 附近でデンドライトは見られなくなった。

また走査型電子顕微鏡で破面を観察した結果も顯微鏡組織と同様冷却速度に大きく影響されチラー面から離れるにしたがって粗大化している。

文 献

- 1) 近藤、安江、磯谷：鉄物 (1973) 6, 39
- 2) 近藤、磯谷、安江、島田：鉄物 (1973) 4, 55

CO₂
企業に
しか
件の選
発生した
状であ
また、
ギー問
対処す
以上の
開性を立
立める
寄与す
接の因
あげ、
隨の発生
できるた
2.1
本実験
動滑接
ーク溶接
被溶接
mm、其
接挙量を
定めら
開先試
行ない、
するた
2.2
本実験
たが、そ
めに、
を表1の

半自動溶接に関する研究(第6報)

CO₂アーケ溶接による開先部の施工条件について

野地英治, 片山義孝
蒲田政信, 芳野光利

1. 緒言

CO₂アーケ溶接による溶接作業はかなり普及して中小企業においてその利用度が高くなってきた。

しかし、CO₂アーケ溶接に対する認識不足、施工条件の選定のあやまり等の原因によって数々の溶接欠陥が発生したりして、これらを完全に活用しきれないのが現状である。

また、昨年末から業界において省資源、省エネルギー問題について検討されはじめ、いかにしてこれらに対処するかが深刻に考えられている。

以上のことからわれわれは溶接条件と欠陥の相関性を把握し、健全な溶接部を得るための施工条件の確立をめざすとともに、CO₂アーケ溶接による省力化に寄与する実験を行なうこととした。すなわち、突合せ溶接の因子として溶接電流、開先角度、ルート間隔をとりあげ、それら因子の溶接結果におよぼす影響を調べ、欠陥の発生しにくい条件を求めるとともに、開先断面積ができるだけ小さくするための研究を行なった。

2. 実験方法

2.1 実験装置および試験材

本実験に使用した溶接機は300A直流CO₂アーケ半自動溶接機であり、ワイヤは市販の径1.2mmφのCO₂アーケ溶接用実体ワイヤを使用した。

被溶接材料は軟鋼(S41相当)で板厚9mm、幅150mm、長さ125mmの鋼板2枚を1組とし、JISZ 3801(溶接技術検定における試験方法ならびにその判定基準)に定められた裏当金ありの試験材である。

開先面はガス切断後機械加工により所定の開先加工を行ない、溶接にあたっては油、ほこり等の付着物を除去するためベンジン清浄を行なった。

2.2 溶接条件および溶接方法

本実験は中板下向の裏当金ありのもので溶接を行なったが、その溶接方法は溶接施工条件の均一化をはかるために、トーチを走行装置に取り付けて自動化し、諸条件を表1の示すとおりとして全自动で行ない、同一試料を

2ヶ所製した。

表1 溶接条件

固定要因	変動要因
溶接速度=300mm/min	溶接電流 [200, 225, 250] [275, 300A]
突出し長さ=15mm	開先角度 [60°, 45°, 30°]
溶接電圧=24V~28V	ワイヤ径=1.2mmφ
CO ₂ 流量=20l/min	ルート間隔 [3mm, 1.5mm, 0mm]
	トーチの保持角度=90°

なお、本実験は一層目の溶込み状況の観察ならびに機械試験等を主体としているため、すべて一層目の溶接のみを行ない裏曲げ用試験片の肉不足のものについては、イルミナイト系の被覆アーケ溶接棒で充填溶接を行なって試験片を作製した。

実験の結果は JISZ 3104(鋼溶接部の放射線透過試験方法および透過写真の等級分類方法)による全溶接長の非破壊検査と、JISZ 3124(突合せ溶接接頭のヨーラー曲げ試験方法)に準ずる裏曲げ試験および溶接部断面のマクロ組織から、溶込み状況を観察し総合的な検討を行なった。

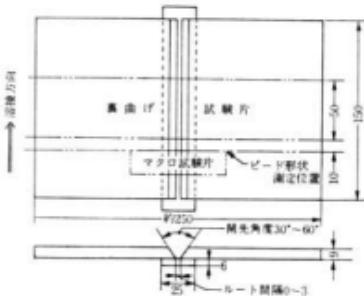


図1 溶接試験片および裏曲げ試験片とビード形状測定位置

行なった。

試験材からの裏曲げ試験片およびビード形状測定用試験片の採取位置を図1に示す。

3. 実験結果および考察

3.1 X線透過試験結果と考察

X線透過試験の判定結果を第1種の欠陥(プローホールおよびこれに類する丸みを帯びた欠陥)と第2種の欠陥(細長いスラッシュの巻込みおよびこれに類する欠陥)に分けて図2、図3に示した。

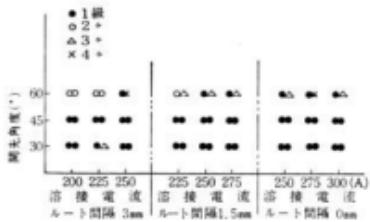


図2 溶接部のX線判定結果(1種の欠陥)

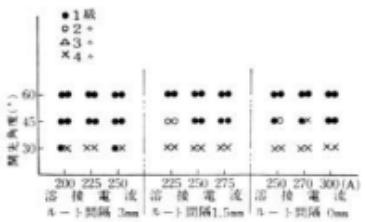


図3 溶接部のX線判定結果(2種の欠陥)

第1種の欠陥状況を見ると開先角度45°、30°の場合は殆んどが1級であるが、開先角度60°では1級から4級までのばらつきが生じている。

この第1種の欠陥はその殆んどがルート部から発生したプローホールであり、その原因については開先角度60°の場合開先条件の設定が不十分であったため、ルート部に熱集中が起りオーバーヒートされてプローホールの発生となったとも考えられる。

またプローホールの発生箇所を見るとルート部の両面に発生しているものは殆んどなく、大部分が片面に発生している。これを曲げ試験結果とあわせて考えた場合、トーチのねらい位置のかたより、ルートと当金の精度の関係等にも原因があるようである。いずれにしても一般に採用されている60°の開先角度は、CO₂アーケー溶接の

場合には若干広すぎるのではないかと思われる。

また、第2種の欠陥については、第1種の欠陥発生状況とは全く対称的で、開先角度30°の場合に絶ての試験片に発生している。しかもこの欠陥はすべて融合不良であり、今回行なった実験の範囲ではこれらの欠陥を防止するためには開先角度を45°以上にする必要がある。

ただし開先角度30°でも溶接電流とルート間隔を考慮すれば、良好な結果を得ることは可能と思われる。

しかし後に述べる断面のビード形状測定結果からでも、開先角度を30°にすることはあまりよい方法ではないようと思われる。

以上X線透過試験結果から欠陥の総合的な判定を行なうと、CO₂アーケー溶接の場合は開先角度は45°位が適当のようである。

3.2 裏曲げ試験結果

溶接電流、ルート間隔、開先角度が裏曲げ試験の結果におよぼす影響をワレの合計長さで整理したのが図4である。

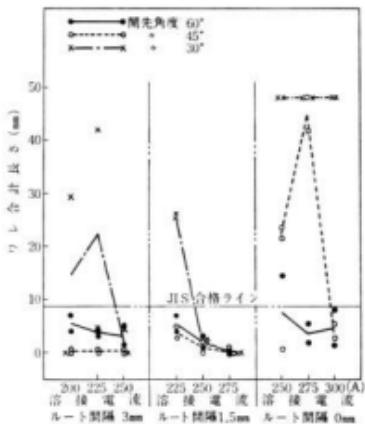


図4 各種試験片の裏曲げ試験結果

ワレの合計長さから見ると、ルート間隔3 mmの場合開先角度60°および45°は一応JIS合格圏内にあるが、開先角度が30°では溶接電流が低いとワレの発生が増加する。ルート間隔1.5 mmでも3 mmの場合と同様の傾向にある。

ルート間隔が0 mmでは開先角度60°のみがほぼ合格圏内にある。

図4で見られる大きなワレの発生となった原因は殆んどが溶込み不足である。またワレの合計長さは小さくて

も小欠
その
がJ I
なる。
この
た合否

60
55
50
45
30

図5

裏曲
く、60
すぐ、
また
み不足
電流を
思われ
3.3
一般
スラッ
ル等の
に一層
その
測定用
その結
その

表2

要
開先
(A)
ルート
(C)
交互
(A×
調
(E)
計

も小欠陥が多数存在するものがあった。

その原因はルートに発生したプローホールと思われるがJISの判定では小欠陥でも数が多くなると不合格となる。

このようなことから総合的にJIS判定基準に基づいた合否の判定を行なった結果を図5に示した。



図5 JIS Z 3801による裏曲げ試験の判定結果

裏曲げ試験の結果から見ると開先角度は45°が最もよく、60°では小欠陥(ルートプロ)と思われるが生じやすく、30°では溶込み不足になりやすい。

また、開先角度45°でルート間隔を0mmとすると溶込み不足のためフレが生じやすくなるが、この場合は溶接電流を高くすることによりこのことは解決されるものと思われる。

3.3 ピード形状測定結果

一般に突合せ溶接において第1層目の溶接ピードにはスラグの巻込み、溶込み不足、融合不良、プローホール等の溶接欠陥が生じやすく、CO₂アーキ溶接でも同様に1層目の溶接が最も問題となる。

そのため図1に示す位置から溶接部横断面ピード形状測定用試料を採取し、溶込み深さ、溶込み幅等を測定し、その結果を分散分析によって溶接条件の影響を調べた。

その結果を表2、表3、表4、表5に示す。

表2 溶込み深さの分散分析表(溶接電流250Aの場合のルート間隔、開先角度の影響)

要因	偏差平方和(SS)	自由度(d.f.)	不偏分散(m.S)	F _a	寄与率(%)
開先角度(A)	15.45	2	7.725	57.46**	47.45
ルート間隔(C)	14.09	2	7.045	52.4 **	43.18
交互作用(A×C)	1.07	4	0.268	1.99	
誤差(E)	1.21	9	0.134		
計	31.82	17			

表3 溶込み深さの分散分析表
(ルート間隔3mmの場合)

要因	偏差平方和(SS)	自由度(d.f.)	不偏分散(m.S)	F _a	寄与率(%)
開先角度(A)	2.14	2	1.07	15.286**	43.1
溶接電流(B)	0.92	2	0.46	6.57*	16.8
交互作用(A×B)	0.95	4	0.238	3.39	
誤差(E)	0.63	9	0.07		
計	4.64	17			

表4 溶込み深さの分散分析表
(ルート間隔1.5mmの場合)

要因	偏差平方和(SS)	自由度(d.f.)	不偏分散(m.S)	F _a	寄与率(%)
開先角度(A)	10.05	2	5.025	18.61**	60.7
溶接電流(B)	2.44	2	1.22	4.519*	12.1
交互作用(A×B)	0.74	4	0.185	0.685	
誤差(E)	2.43	9	0.27		
計	15.66	17			

表5 溶込み深さの分散分析表
(ルート間隔0mmの場合)

要因	偏差平方和(SS)	自由度(d.f.)	不偏分散(m.S)	F _a	寄与率(%)
開先角度(A)	22.41	2	11.205	70.52**	72.7
溶接電流(B)	5.32	2	2.66	16.74**	16.3
交互作用(A×B)	1.14	4	0.285	1.79	
誤差(E)	1.43	9	0.158		
計	30.30	17			

表2は溶接電流250Aの場合の溶込み深さにおけるルート間隔、開先角度の影響であり、ルート間隔、開先角度とも溶込み深さに対して高密度に有意(影響度が大)である。またそれらの寄与率は開先角度が47.5%、ルート間隔44.2%とどちらも非常に高い。

その傾向を図6に示す。

溶接作業の能率化をはかるための一方法として、開先面積を減らし溶着金属量を減少させることが考えられ

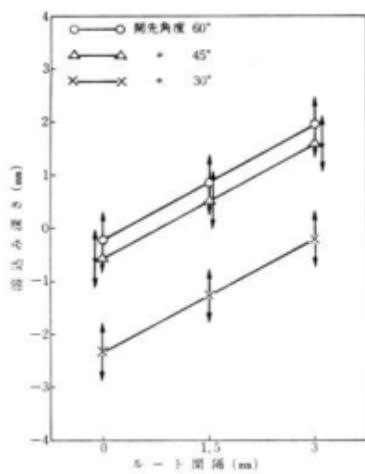


図6 溶接電流 250 A の場合の溶込みにおよぼす開先角度、ルート間隔の影響

るが、この場合図6から解るように同一開先断面積で同じ溶込み深さを得るために、開先角度60°、45°とともにルート間隔を狭めるよりは角度を小さくする方がより効果がある。また開先角度を極度に小さくするよりは、ルート間隔を狭くする方が有利である。

即ち、開先角度を小さくすることは必要でかつ十分な効果が認められるが、限界以上に開先角度を小さくすることは得策でない。

ルート間隔の影響はその大きさに反比例して溶込み深さは直線的に減少する。

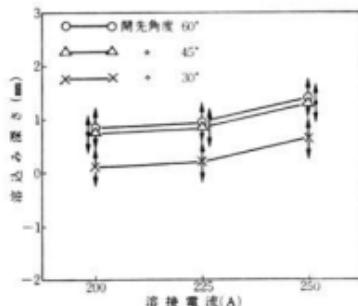


図7 ルート間隔 3 mm の場合の溶込みにおよぼす開先角度、溶接電流の影響

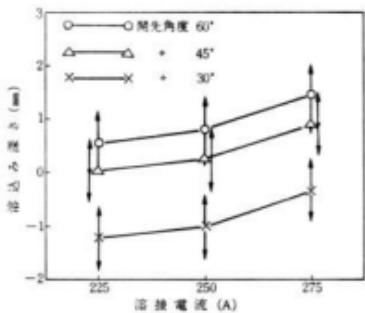


図8 ルート間隔 1.5 mm の場合の溶込みにおよぼす開先角度、溶接電流の影響

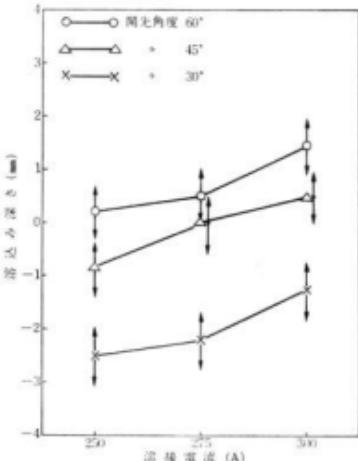


図9 ルート間隔 0 mm の場合の溶込みにおよぼす開先角度、溶接電流の影響

表3、表4、表5は各種ルート間隔別の溶込み深さにおよぼす開先角度と溶接電流の影響である。

開先角度の影響はすでに述べたが、表3、表4、表5から溶接電流の影響も顯著であり、その傾向を図7、図8、図9に示す。図7よりルート間隔を3 mmにした場合、今回行なった実験の電流範囲内では開先角度60°、45°はすべて十分な溶込み深さが得られ、開先角度30°にすると溶接電流250 Aにした場合のみ十分な溶込み深さとなつた。

図8よりルート間隔を1.5 mmにすると開先角度60°はす

べて十分な溶込み深さが得られ、開先角度 45° の場合は溶接電流 275A のみが十分な溶込み深さとなる。

同様に図 9 よりルート間隔を 0mm にすると開先角度が 60° で溶接電流 275A 以上、開先角度 45° で溶接電流 300A では良好な溶込み深さが得られる。それ以外の開先条件においては溶込みが不十分であるため、開先条件に適応した電流値を選定することが大切である。

ただ開先角度は先にも述べたように 30° 位にまで小さくすることは、溶接電流を相当高くする必要がある等の問題も起り、あまりよい方法でないようと思われる。

以上の結果を総合的に判定し各種溶接条件別の溶込み深さと溶込み幅を図 10、図 11 に示した。

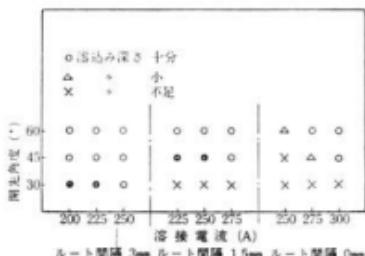


図10 溶込み深さにおよぼす各種溶接条件の影響

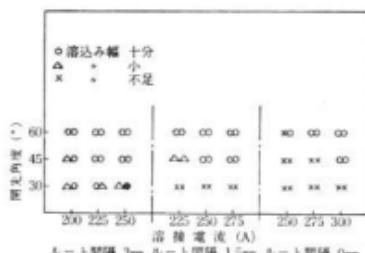


図11 溶込み幅におよぼす各種溶接条件の影響

4. 結 言

CO₂アーカ半自動溶接の下向突合せ溶接における溶接条件と欠陥との相関性の把握、施工条件の確立、開先面積の減少をめざして、溶接電流値、ルート間隔、開先角度等の諸条件を変えて実験した結果得られた結論は次のとおりである。

(1) X線透過検査により、開先角度 60° の場合は十分な溶込みが得られるが、ルート部のプローホールが発生しやすい。45° の場合はプローホールは殆どなく、溶込みも安定している。

また 30° にすると大部分が溶込み不足であった。

(2) 裏付け試験の結果は総合的に開先角度 45° がよく、60° では小欠陥(原因はルートプロと思われる)が生じやすく、30° では溶込み不足に悩む割れが生じやすい。

(3) 溶込み深さにおよぼす影響を分散分析した結果、ルート間隔、開先角度、溶接電流ともその影響度は非常に大きい。

(4) 溶着金属量を減らすために開先角度を小さくすることは必要でかつ十分な効果が認められるが、30° まで小さくするのは得策でない。

(5) ルート間隔の影響はその大きさに反比例して溶込み深さは直線的に減少する。

(6) 総合的には開先角度は 45°、ルート間隔は 1.5mm~3.0mm 位が良く、溶接電流はルート間隔の大小により、200A から 275A 位の範囲で適宜調整する必要がある。

超音波探傷に関する2・3の実験

探傷表面アラサと接触媒質について

芳野光利, 蒲田政信
野地英治, 片山義孝

1. 緒 言

超音波探傷試験における探傷表面は、欠陥形状などとともに探傷結果に大きく影響してくる因子で、探傷表面のアラサが探傷感度にどのように影響するかを定量的に把握することは超音波探傷試験の管理上重要である。

本実験では接触媒質と表面アラサが探傷感度にどのように影響するか明らかにし、超音波探傷試験における表面アラサの許容限を得ることを目的としたものである。

2. 試料および実験方法

2.1 試料

試料は板厚40mmのSM材を900°Cで焼なましを行ない、表1に示すアラサにフライス加工して実験に供した。

形状、寸法を図1に示す。接触媒質は表2に示す5種類を用いた。

2.2 実験方法

表3は使用した探触子と探傷条件で、各探触子で表面アラサが7μの試料の貫通穴を探傷したときエコー高さが50%となる時を基準とし、探傷表面のアラサと接触媒

表1 アラサの種類(μ)

7	12	25	32
53	80	116	153

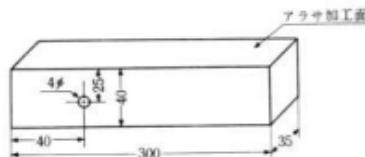


図1 試料の形状、寸法

表2 接触媒質の種類

グリセリン	100%
水	50%
油 (機械油)	25%
水	

表3 探触子と探傷条件

探傷法	垂直法		斜角法
	水晶	ジルナマ	
探触子 (MHz)			ジルナマ (45°)
1, 2	2, 5	1, 2, 5	
5, 10			
音速 (m/S)	5700	4600	3220

質および探触子を色々組合せてエコ高さの低下量を測定した。

3. 実験結果と考察

3.1 垂直法

図2、図3は垂直法における表面アラサがエコ高さに及ぼす影響を各接触媒質についてジルナマの探触子を用いて測定した結果を示す。探傷感度は表面アラサが大きくなるほど低下しており、低下の程度はグリセリン、水、油の順で大きくなっている。クリセリンは濃度の低いものほどアラサの影響は大きい。これは接触媒質の音響インピーダンスの大きいものほど往復透過率が高いことによるものと思われる。

図4、図5、図6、図7は同様にして探触子に水晶を用いて測定した結果を示す。これらも表面アラサが大きくなるほど感度は低下し、ジルナマの場合よりも影響が大きいが、アラサが25μまでは10MHzを除いては感度低下がほとんどない。水と油は音響インピーダンスの値が接近しているため同じような傾向を示している。

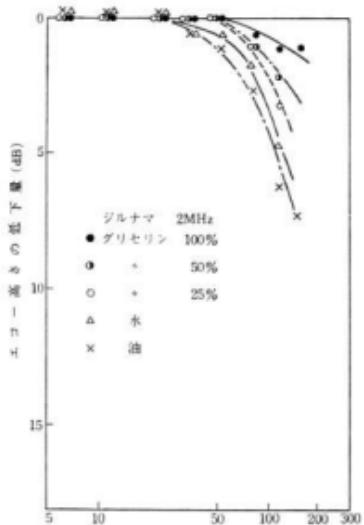


図2 垂直法における表面アラサがエコー高さに及ぼす影響(ジルナム 2MHz)

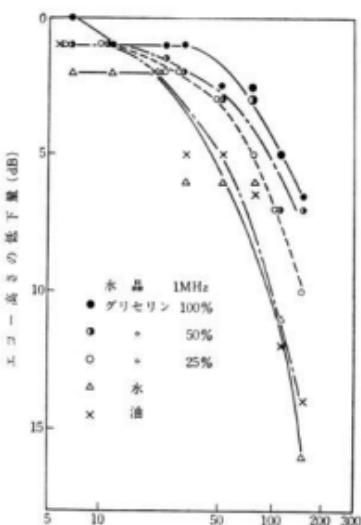


図4 垂直法における表面アラサがエコー高さに及ぼす影響(水晶 1MHz)

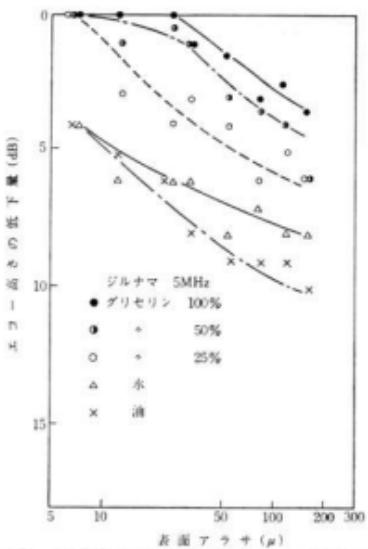


図3 垂直法における表面アラサがエコー高さに及ぼす影響(ジルナム 5MHz)

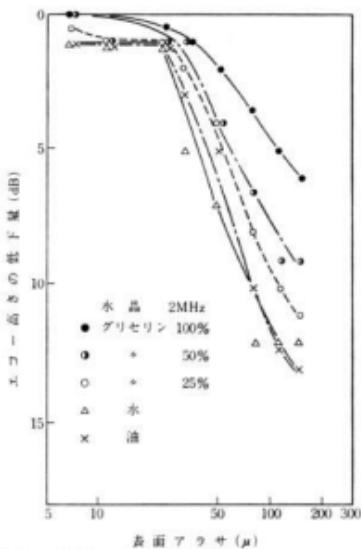


図5 垂直法における表面アラサがエコー高さに及ぼす影響(水晶 2MHz)

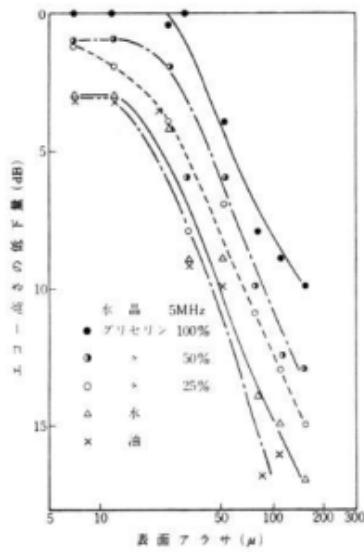


図6 垂直法における表面アラサがエコー高さに及ぼす影響(水晶5MHz)

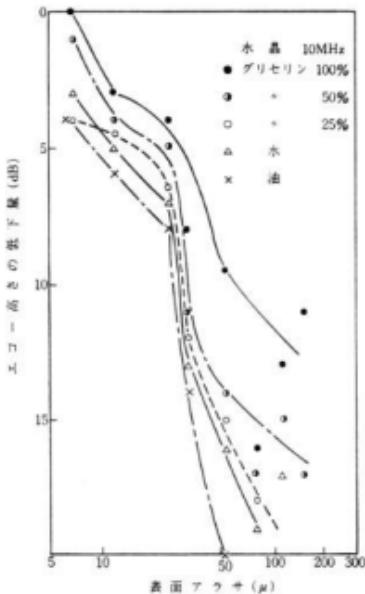


図7 垂直法における表面アラサがエコー高さに及ぼす影響(水晶10MHz)

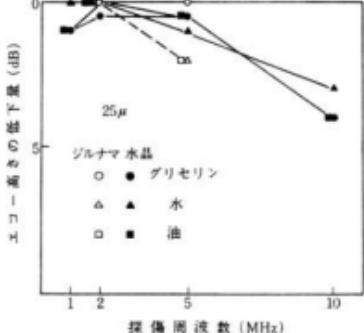


図8 表面アラサが25 μの時の探傷周波数がエコー高さに及ぼす影響

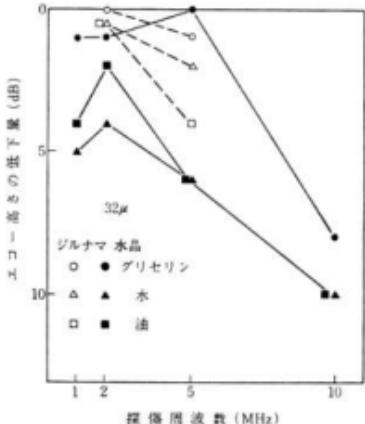


図9 表面アラサが32 μの時の探傷周波数がエコー高さに及ぼす影響

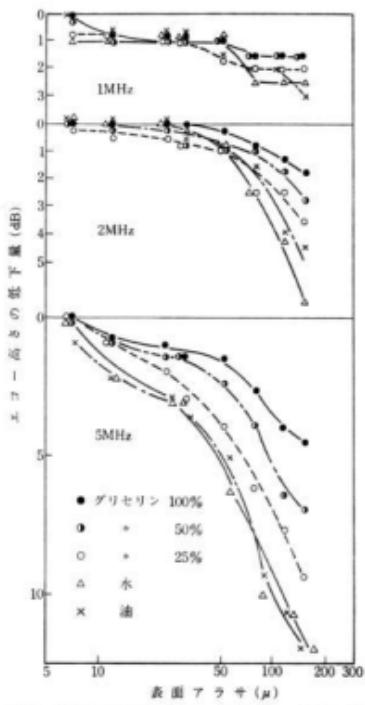


図10 斜角法における表面アラサがエコー高さに及ぼす影響

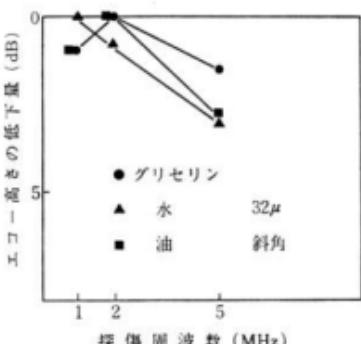


図11 表面アラサが32 μの時の探傷周波数がエコー高さに及ぼす影響

図8、図9は表面アラサが25 μ, 32 μの場合の探傷周波数がエコー高さにおよぼす影響を示す。同一の接触媒質でも周波数が高くなると感度の低下量は大きい。これは周波数が高くなると波長が短くなり表面アラサの増大と共に探触子と探傷表面との間隙が大きくなり間隙中に満たされた接触媒質で散乱されるためと思われる。

3.2 斜角法

図10は斜角法における表面アラサがエコー高さにおよぼす影響を各接触媒質について測定したものを斜角法の感度低下はきはめてゆるやかで、1 MHz, 2 MHzは50 μまではほとんどない。これは斜角探触子を用いる場合、被の材質の音響抵抗密度と接触媒質のそれとの相違があり大きくなっているからである¹⁾。図11は表面アラサが32 μの場合の探傷周波数がエコー高さにおよぼす影響を示す。周波数が高くなると感度低下は大きいが垂直法ほどではない。

4. 結 論

1. 探傷表面に対する接触媒質の影響は垂直法が斜角法に比べて感度は低下が大きい。

2. 探傷表面のアラサが大きくなるにつれ感度低下量が増大するが、垂直法で25 μ以下、斜角法で50 μ以下であれば十分探傷できる。

3. 探傷周波数が高いほど探傷感度は低くなる傾向にあり、感度の低下量は音響インピーダンスの低い接触媒質ほど大きい。

4. 接触媒質はグリセリン(100%)が最もよく水と油ではほとんど差がない。

文 献

1) 斎藤外：超音波探傷法 日刊工業新聞社(1964)320

溶接残留応力のX線的測定(第1報)*

X線応力測定誤差におよぼす溶接組織の影響

蒲田 政信, 林 紘三郎**, 平 修二**

1. 緒 言

溶接残留応力は溶接構造物の静的延性強度、せん性破壊強度、伸び、疲労強度、腐食などに大きく影響するが、残留応力を考慮した溶接設計は行なわれておらず、応力除去焼純の管理も温度、時間のみで行なわれており、どの程度の残留応力が生じたのでどの程度の応力除去焼純を行なったかは不明の場合が多い。

溶接残留応力を非破壊的に定量できれば溶接構造物の品質管理、信頼性向上に大きく貢献できるが非破壊的に溶接残留応力を測定するには現在のところ実用的にX線応力測定法以外は考えられない。

溶接部は室温から融点までのあらゆる範囲にわたる複雑な熱サイクルを受けるので溶接金属がデンドライト、熱影響部が粗粒の組織となることが多く、また溶接構造物の多くは鋼板であり圧延による集合組織の形成もあるのでX線応力測定法を溶接部に適用するにあたって検討すべき問題がいくつある。

X線応力測定法の適用性を検討するには基礎式¹⁾からもわかるように $\sin^2\theta$ 線図の直線性からのバラツキによる誤差、これを直線近似して求めた応力値と他の方法で求めた巨視的な応力値との対応性(すなわちX線弾性定数としていかなる値を用いればよいか)の二つの点から考察する必要がある。X線応力測定法を溶接部の残留応力測定に適用した報告は二、三^{2) 3)}みられるが溶接組織を考慮したこれら二つの点からの基本的な検討はなされていない。本実験は前者の $\sin^2\theta$ 線図のバラツキからくる誤差に溶接組織がどのように影響するか検討したものである。

2. 試料と実験方法

2.1 試 料

表1は実験に供した試料の材質と溶接条件で、曲げ負荷用試験片(幅30mm、長さ110mm、厚さ3mm)に溶接材より切出したものである。試料のマクロ組織を写真1に

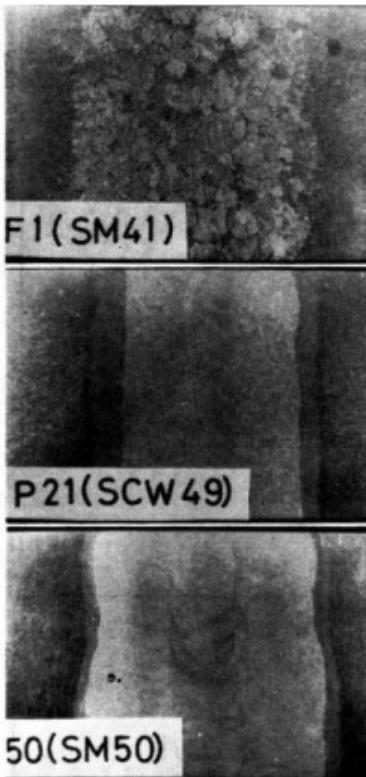


写真1 マクロ組織 ($\times 1.5$)

示す。また試料F1(SM41)、50(SM50)の母材は圧延鋼板なので多かれ少なかれ集合組織の影響が考えられる。

*日本材料学会「材料」Vol.23, No.244に投稿

**京都大学工学部 工博

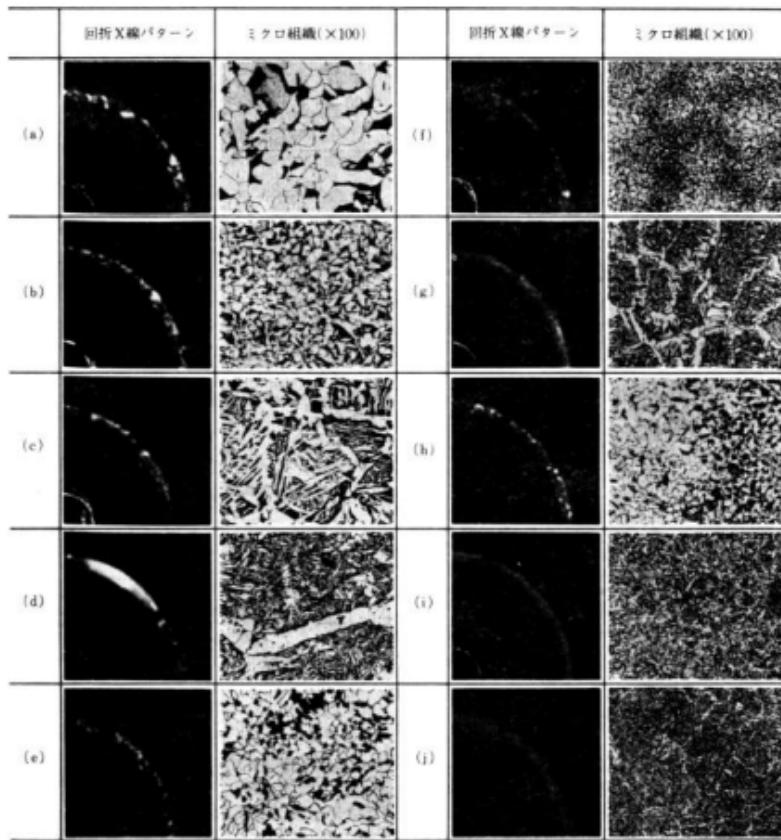
表1 試料の材質と溶接条件

試 料	材 質	溶 接 条 件
F 1	S M41	大 入 热 (238 Kjoul/cm)
P 21	S C W49	小 入 热 (17 Kjoul/cm)
50	S M50	タ

X線応力測定位置は測定に先だって行なった顕微鏡組織観察にもとづき溶接金属部、ボンド部、粗粒部(熱影響部)、細粒部(熱影響部)、母材部とした。試料50(SM50)は熱影響部の幅が約2mmであったので粗粒部と細粒部の区別はせざるに熱影響部として測定した。

また溶接縫に平行方向の応力測定もX線照射域が粗粒域と細粒域にまたがるため熱影響部として測定した。

これら各位置について得られた回折X線パターンおよびミクロ組織の例を写真2に示す。試料F1の母材の結晶粒径は約50μであり回折X線パターンも斑点状でこ



(a) F1 (SM41)母材
(d) F1 (SM41)溶接金属
(g) P21 (SCW49)母材
(j) 50 (SM50)溶接金属

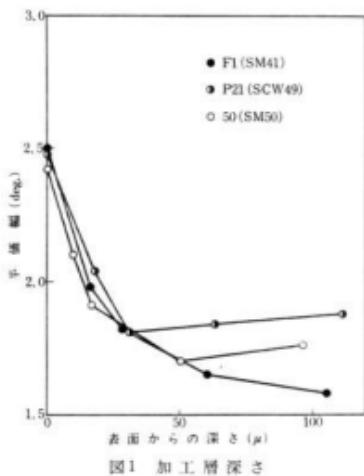
(b) F1 (SM41)粗粒域
(e) P21 (SCW49)母材
(h) 50 (SM50)母材

(c) F1 (SM41)粗粒域
(f) P21 (SCW49)粗粒域
(i) 50 (SM50)熱影響部

写真2 回折X線パターンとミクロ組織

の結晶粒径ではX線応力測定はかなり困難であることがわかった。熱影響部は粗粒域、粗粒域とも連続した回折X線パターンが得られた。溶接金属部の回折X線パターンは一部にしか現われず、ミクロ組織では大きな網目状のフェライトがみられた。試料P21, 50は母材、熱影響部ともほぼ連続した回折X線パターンが得られた。溶接金属部は予想と違って連続した回折X線パターンが得られ溶接入熱が小さければX線応力測定が可能なことがわかった。また試料F1と50の母材にはフェライトとパラサイトの組織がみられた。

試料の表面は研削により仕上げたのち加工層の影響をとりのぞくために測定面をエメリ紙で研磨後電解研磨により約100μ表層を除去して実験に供した。加工層深さは電解研磨による除去の各段階で0°入射で母材部の回折プロフィルをとり、その半価幅の変化から測定したところいずれの試料についても約50μであった。この変化の状況を図1に示す。



2.2 実験方法

X線応力測定は平行ビームカウンタ法で行ない、その測定条件を表2に示す。この中でX線照射面積は応力測定方向に2mmとした。

溶接部の各測定位置で溶接線に直角方向および平行方向の残留応力を測定し、次式によって2θ-Sin²θ線図のパラツキJMから応力値の誤差Δσを求めた。

$$\Delta\sigma = K \cdot JM \quad \dots(1)$$

ここでJMは次式によって与えられる。

表2 X線応力測定条件

X線応力測定装置	島津X線応力測定装置(SMX50)
特性 X 線	CrKα
回 折 面	[211]
管 電 壓	30 kV
管 電 流	10 mA
X 線 照 射 面 積	2 × 4 mm ²
ソーラスリット 発 散 角	0, 40°
X 線 入 射 角	0°, 10°, 15°, 20°, 30°, 40°, 45°
検 出 器	シンチレーション カウンタ
フィルター	バナジウム
検出器走査速度	4 deg./min
時 定 数	4 sec
記録紙速度	80 mm/min
ビーグ位置の決定法	半振幅法

$$JM = t(\alpha, n-2) \sqrt{\frac{\sum [Y_i - (A + MX_i)]^2}{(n-2) \sum (X_i - \bar{X})^2}} \quad \dots(2)$$

$$K = -32,44 \text{ kg/mm}^2/\text{deg.} \quad (\theta_0 = 78, 20^\circ)$$

$$X_i : \text{Sin}^2\theta_i$$

$$Y_i : 2\theta_i$$

$$\bar{X} : \sum X_i / n$$

$$\bar{Y} : \sum Y_i / n$$

$$A : \bar{Y} - M\bar{X}$$

$$t(\alpha, n-2) : \text{自由度 } (n-2), \text{ 信頼限界 } (1-\alpha) \text{ の } t \text{ 分布}$$

本実験での誤差推定の信頼限界は±95%とした。
つぎに各試料に曲げ応力を負荷し、各負荷応力段階で

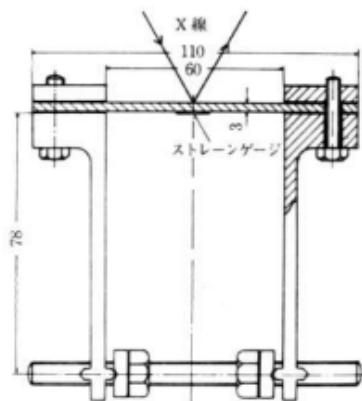


図2 曲げ応力負荷装置

$2\theta - \sin^2\psi$ 線図のバラツキを求めて誤差の変化を観察した。この曲げ応力負荷装置を図2に示す。負荷応力の測定は試料中央のX線応力測定面の裏側にストレンゲージをはりつけて行なった。

3. 実験結果と考察

3.1 残留応力の測定誤差

図3は大入熱で溶接された試料F1の溶接金属部と小入熱で溶接された試料50の溶接金属部について得られた回折角 2θ 、ピーク強度 I_p および半価幅 H_w である。

大入熱の溶接金属部は回折角、ピーク強度、半価幅ともバラツキが大きくなることがわかる。

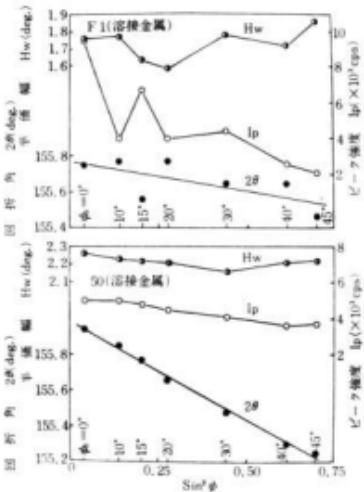


図3 溶接金属部の回折角、ピーク強度
および半価幅

図4は試料の各位置における残留応力の測定誤差を95%信頼限界で求めたもので、試料F1の溶接金属部と母材部の誤差が大きいことがわかる。

小入熱で溶接された試料P21と50の溶接金属部は $2 \sim 4 \text{ kg/mm}^2$ の誤差で測定されておりX線応力測定法を十分適用できるものと思われる。大入熱の場合溶接金属部の誤差は大きいがこれは写真2のクロ組織、回折X線パターンからもわかるように網目状のフェライトとデンダライトのため回折にあずかる結晶粒が少なくて誤差が大きくなつたものと思われる。これに対しては入射角補動法⁶⁾などがあるとされる。

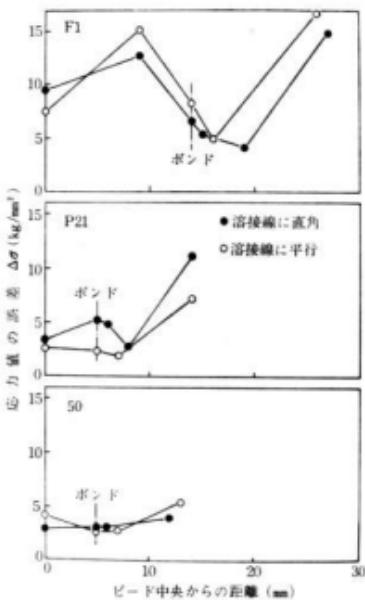


図4 試料各位置の応力値の誤差

熱影響部は一度オーステナイト領域まで加熱、急冷されたため結晶粒の微細化、成長が起こるので圧延鋼板の集合組織がこわされ、X線応力測定の立場からみれば測定のやりやすい組織になっているといえる。X線照射領域で組織変化が大きいにもかかわらず熱影響部の応力値の誤差は 4 kg/mm^2 以下であった。

母材部の応力値の誤差はいずれの試料についても他の位置より大きい。これは集合組織の影響によるものと思われる。また試料F1は結晶粒径が約 50μ であり集合組織の影響もかなり大きな誤差となったものと思われる。

3.2 測定誤差と誤差推定パラメータ

図5は測定誤差を統計変動パラメータ¹⁾に対して整理したものであるが溶接材ではこのパラメータで整理できない。焼入焼もどし材などのように回折にあずかる結晶粒が十分あり、強い集合組織がない場合は計数的統計的変動のみが誤差に影響すると考えてよいが回折X線プロファイルが入射角によっては不規則な場合には整理できなくなると考えられる。

そこで回折X線プロファイルの形状を代表するパラメータとして次の四つのパラメータで整理してみた。

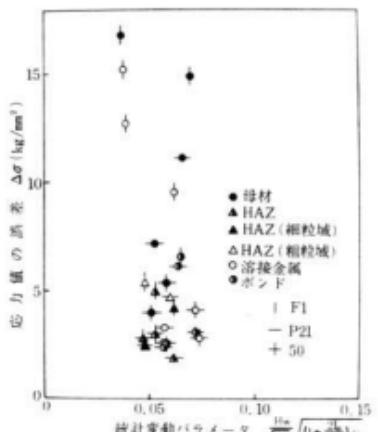


図5 測定誤差と統計高効パラメータ

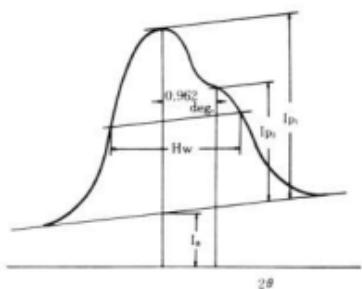


図6 模式的回折X線プロファイル

回折X線プロフィルを模式的に表すと図6のようになるのでこれから得られる簡単な情報より、

(1) 回折X線最大ピーク強度と半価幅の積 ($I_p \times H_w$) の $\sin^2\theta$ に対するパラツキ $\Delta N(I_p \times H_w)$ 。

(2) 図6に示すように I_p1 を近似的に $K\alpha_1$ 線のピーク強度と考えると 2θ にして 0.962 度高角度側の強度 I_p2 は近似的に $K\alpha_2$ 線のピーク強度と考えられる。そこで両者の比 (I_p2/I_p1) の種々の入射角に対する標準偏差 $S(I_p2/I_p1)$ 。

(3) 半価幅 (H_w) の各入射角に対する標準偏差 $S(H_w)$ 。

(4) 各入射角での半価幅の最大値と最小値の差すなわち半価幅の範囲 $R(H_w)$ 。

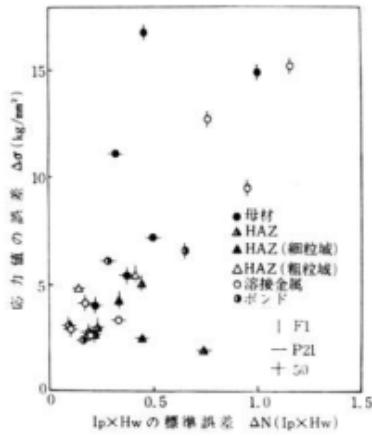
をとりあげ整理してみた。(1) の最大ピーク強度 I_p と

半価幅の積は回折X線の積分強度の目安となるものである。この場合入射方向試料面法線方向より傾むくに従い回折X線のピーク強度は指數関数的に減少するが、 $Cr-K\alpha$ 線を使用する場合はピーク強度の減少曲線が極端にわん曲していないので、これを直線で近似できるものとして $I_p \times H_w$ の回折直線の傾きの標準偏差をパラメータとして用いた。ただしこの場合の $I_p \times H_w$ はX線強度に対応するので装置や実験条件等によって異なる。これを一般化するために各入射角についての $I_p \times H_w$ の垂直入射について得られる $I_p \times H_w$ に対する比を使つた。

また図6では $I_p = I_p1$ となっているが、結晶が粗大な場合などでは $I_p = I_p2$ となることもある。このようなときには I_p2 を決め、 2θ にして 0.962 度高角度側の強度を I_p1 として (2) の $S(I_p2/I_p1)$ を求めた。

上述の四つのパラメータで整理したのが図7、図8、図9、図10である。半価幅の標準偏差 $S(H_w)$ あるいは範囲 $R(H_w)$ で整理すると測定誤差 $\Delta\sigma$ との間にかなりよい相関関係が認められる。半価幅の標準偏差もしくは範囲は簡単に計算できるので誤差を予想するパラメータとして適用が容易である。これが誤差とよく対応している理由としては半価幅法によってピーク位置を決定しているので半価幅のパラツキが $\sin^2\theta$ 調整線のパラツキに直接影響してくることが考えられる。この点では他のピーク位置決定法の検討も必要である。

本実験は試料数も少なくどの程度の半価幅のパラツキならばどの程度の誤差となるか予想式はたてられなかっ

図7 測定誤差と $I_p \times H_w$ の標準誤差

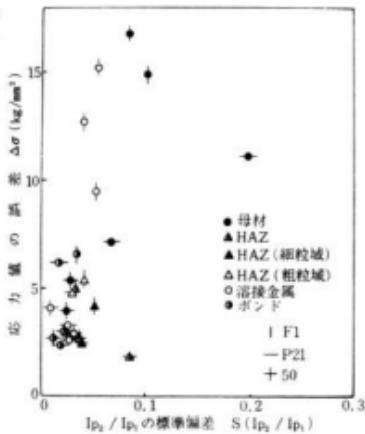
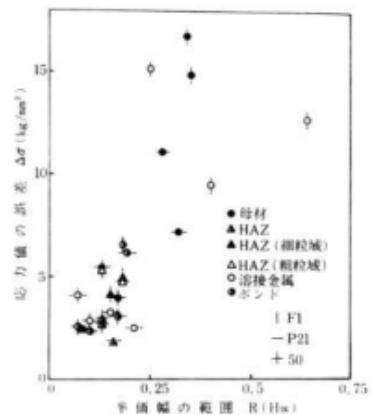
図8 測定誤差と I_0_2/I_0_1 の標準偏差

図10 測定誤差と半幅の範囲

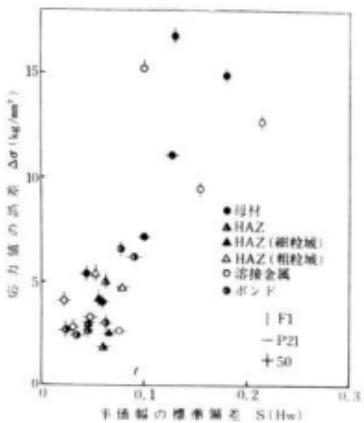
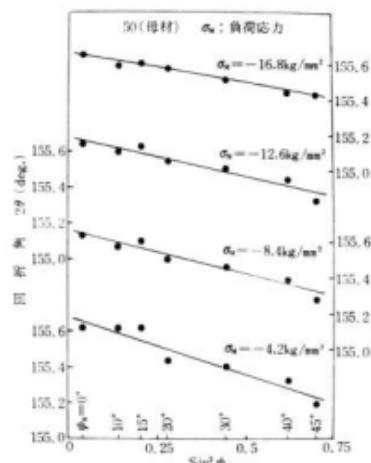


図9 測定誤差と半幅の標準偏差

たが、半幅の標準偏差が 0.05 deg 以下、範囲が 0.2 deg 以下であれば測定誤差は 5 kg/mm^2 程度以下になることがわかる。

3.3 機械的応力負荷による測定誤差の変化

機械的応力を負荷したときX線応力測定誤差がどのように変化するか、また機械的に負荷した応力がX線的に測定した応力と対応するかどうかは測定誤差におよぼす

図11 機械的応力負荷時の $2\theta - \text{Sin}^2\psi$ 線図
(試料50の母材部)

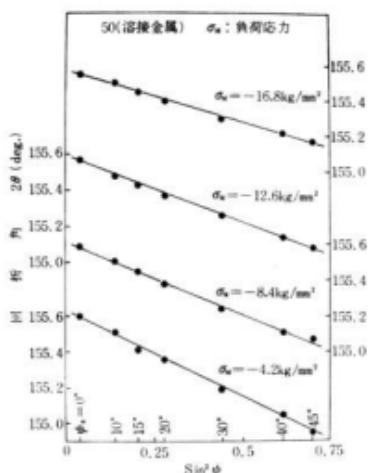


図12 機械的応力負荷時の $2\theta - \sin^2\phi$ 線図
(試料50の溶接金属部)

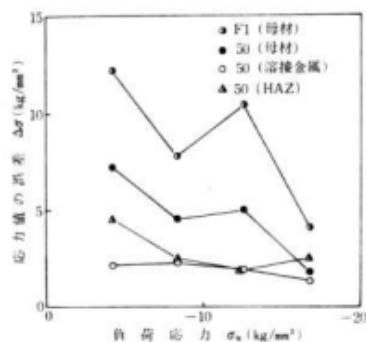


図13 機械的応力負荷時の測定誤差の変化

影響因子および適用の可否をさぐるうえで興味ある問題である。図11、図12は試料50の母材部、溶接金属部について得られた機械的応力負荷時の $2\theta - \sin^2\phi$ 線図である。負荷応力が大きくなるにつれてバラツキは小さくなっている。そのバラツキを(1)式で計算し、機械的負荷応力との関係をみたのが図13である。

母材部の誤差は圧縮の負荷応力が大きくなるにつれて小さくなっている。-16.8kg/mm² の負荷状態では溶接金属部と母材部の誤差はほとんど同等になっている。

機械的応力の負荷により測定誤差が変化することは興味深い現象であつて白岩ら⁵⁾によれば集合組織のある圧延鋼板についてやはり同様な結果を得ている。

4. 結 言

小入熱(17Kjoul/cm)および大入熱(238Kjoul/cm)で溶接した試料について、溶接部近傍の粗孔がX線応力測定値のバラツキにおよぼす効果について実験し、次の結果を得た。

- (1) 小入熱で溶接された試料の溶接金属部の残留応力は4kg/mm²以下の誤差で測定できた。
- (2) 溶接熱影響部の残留応力は大入熱溶接、小入熱溶接にかかわらず5kg/mm²以下の誤差で測定できた。
- (3) 半価幅法でピーク位置を決定する方法で応力値を計算すると、測定誤差は半価幅の標準偏差、範囲とかなりよい相関関係がある。

(4) 応力測定誤差は機械的応力を負荷すると変化し、負荷応力が大きくなると誤差は小さくなる。

終りにのぞみ、実験試料を提供していただいた日本材料学会材料強度部門委員会応力測定分科会に厚くお礼申し上げます。

文 献

- 1) 材料強度部門委員会応力測定分科会：X線応力測定法標準、日本材料学会(1973)
- 2) 平、松木：材料、17(1968), 1053
- 3) I. Tatsukawa, I. Oda : Trans. Japan Weld. Soc., 3(1972), 275
- 4) 並川外：材料、19(1970), 1028
- 5) T. Shiraiwa, Y. Sakamoto: The Sumitomo Search, 7(1972), 109

減圧加熱と脱炭について

畠 德宣、加城正義

1. 緒 言

脱炭を積極的に行なわせる事例としては、白心可鍛鉄やコンクリート打込紙などがあるが、普通は焼なましや焼入れ加熱時に鋼材表面を酸化脱炭させないように、加熱炉内の雰囲気を調節しようとする場合が多い。昔から行なわれている方法としては、木炭粉、鈍鉄の削り片、含炭素などに埋設。あるいはアルトバスマや鉛バスで加热する。最近量産では雰囲気炉。金型炉などには真空焼入れ炉がある。

一般に真空焼入れ炉は真空度 10^{-5} Torr 程度で実用化されているが、本実験に用いた小型電気炉はロータリーポンプで加熱炉内の圧力を減じて、圧力 10^{-1} Torr 程度で加热するものである。この程度の真空度での加热は減圧加热ともいわれ、この状態で加热された鋼材とその脱炭の関係について資料がまったくない。

そこで、将来の真空、雰囲気熱処理の基礎資料とし、また空気中加热との相異点を知っておく必要があり、今回は減圧加热と脱炭について実験の結果を報告する。

2. 試料と実験方法

2.1 試 料

実験に用いた試料の鋼種と化学成分を表1に示す。試料S35CとSK1は圧延状態の棒材を試料寸法 $10\phi \times 10$ としたものでS35CはJIS規格品であるがSK1はJIS規格に相当していない。SK3およびSKS7の化学成分はJIS規格に相当し、いずれも 0.6t の板材である。SK1、SK3、SKS7の試料についてはいずれも球状化焼なましを行ってある。各試料とも研磨又は

表1 試料の化学成分

試料記号	C	Si	Mn	P	S	Cr	W
S35C $10\phi \times 10$	0.36	0.19	0.69	0.03	0.032	—	—
SK1 $10\phi \times 10$	1.22	0.28	0.24	0.006	0.016	0.10	—
SK3 $20 \times 20 \times 0.6t$	1.03	0.18	0.51	0.016	0.005	0.17	—
SKS7 $20 \times 20 \times 0.6t$	1.06	0.17	0.31	0.009	0.006	0.34	0.24

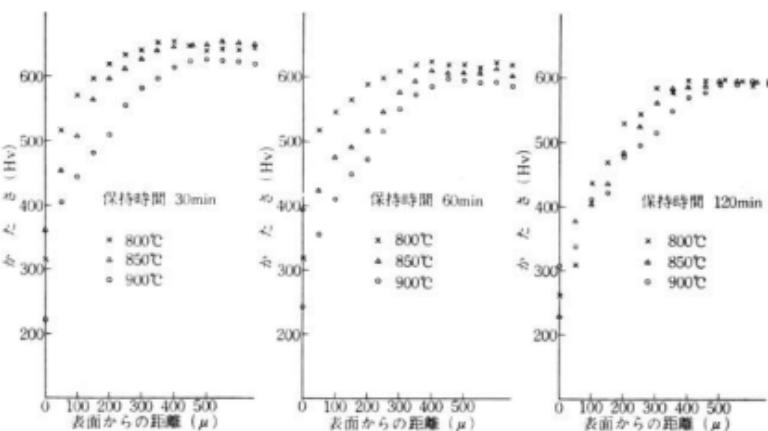


図1 表面から中心へのかたさ分布（試料S35C）

切削後に脱炭や異常組織のないことを確認した。

2.2 実験方法

2 KV A 小型真空炉を用い、ブルドン管式真空メーターおよびマノメーターで真空度を 10^{-4} Torr に一定とし、保持時間はタイマーで、加熱温度は自動温度調節計で $\pm 2\%$ に調節した。保持時間は 30 min から 120 min まで脱炭を観察する目的で長くした。

焼入れは所定温度に加熱したのち 18°C の水槽に急冷した。脱炭層の測定は JIS による鋼の脱炭深さ測定法により行なった。

3. 結果および考察

図 1 に試料 S 35 C を 800°C , 850°C , 900°C の各温度に 30 分、60 分、120 分保持したのも焼入れし表面からのかたさを 0.05 mm おきに測定した結果を示す。表面からの距離に対するかたさ分布はあきらかに表面に脱炭を生じていることを示す。各保持時間とも加熱温度 900°C が著しく脱炭を生じている。顕微鏡組織を観察すると写真 1 に示すように表面にフェライト組織が見られる。

つぎに試料 SK 1 について同様にして得た結果が図 2 である。試料 SK 1 は 1.2% C の高炭素鋼であるが試料 S 35 C と同様に表面に脱炭を生じている。保持時間 30

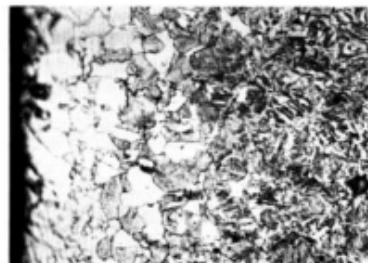


写真 1 脱炭組織 (S 35 C $800^{\circ}\text{C} \times 30\text{ min}$) ($\times 400$)

写真

min は約 0.1 mm 程度の脱炭を生じ、保持時間 60 min, 120 min と長くなると 0.2, 0.3 mm と脱炭深さは深くなっている。写真 2 は $850^{\circ}\text{C} \times 30\text{ min}$ で焼入れた表面の組織で、表面にはフェライト組織が、中心部は過熱による荒いマルテンサイト組織が見られる。

図 3 および図 4 に試料 SK 3 および SK 7 の板厚方向 0.05 mm おきにかたさを測定した結果を示す。試料 SK 3, SK 7 (試料 S 35 C, SK 1 にくらべ板厚が薄い) ので加熱温度が高く保持時間が長くなると試料断面全体

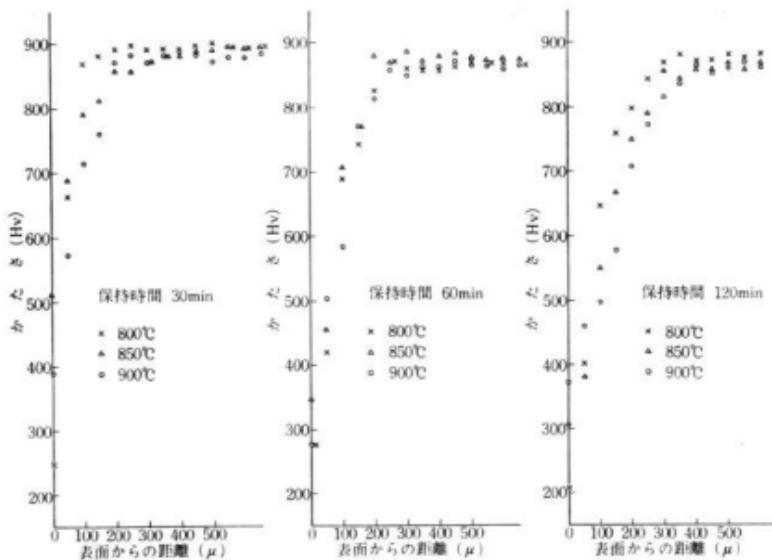


図 2 表面から中心へのかたさ分布 (試料 SK 1)

が脱炭
試料 S
とはも
る。

S 35
が認め
炭層内
1 の脱

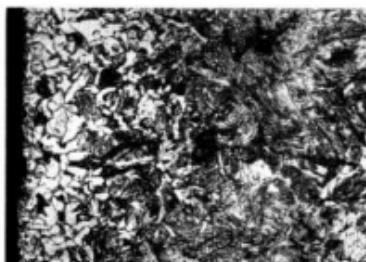


写真2 脱炭組織 (SK 1 1850°C × 30 min)(×400)

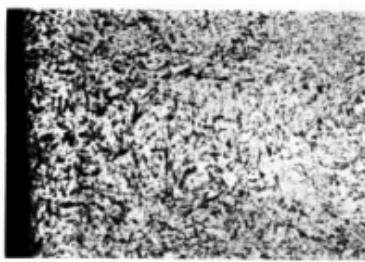


写真3 断面組織 (SK 3 900°C × 30 min)(×400)

が脱炭している。写真3は900°C×30 minで焼入れた試料SK 3の断面組織で、組織的に脱炭層を観察することはむずかしいが、最表面はフェライト組織が認められる。

S 35Cでの脱炭深さは保持時間の長短による明瞭な差が認められないが、温度による影響があらわれており脱炭層のかたさ分布に差が認められる。これに対しSK 1の脱炭深さは温度の影響よりも保持時間の影響が著し

く、長時間ほど深くなっている。炭素の拡散は温度依存性が大きく、αFe中では極めて小さく、γFe中では著しく大きいので、試料S 35Cでは温度による影響が大であると思われる。また試料SK 1では球状炭化物のγFe中の固溶が時間に関係していると思われる。SKS 7とSK 3のかたさ分布に少し差が生じたのはWがSKS 7に含まれ、CrもSK 3よりも少し多いので、これらの炭化物がγFe中に固溶しにくいためと思われる。

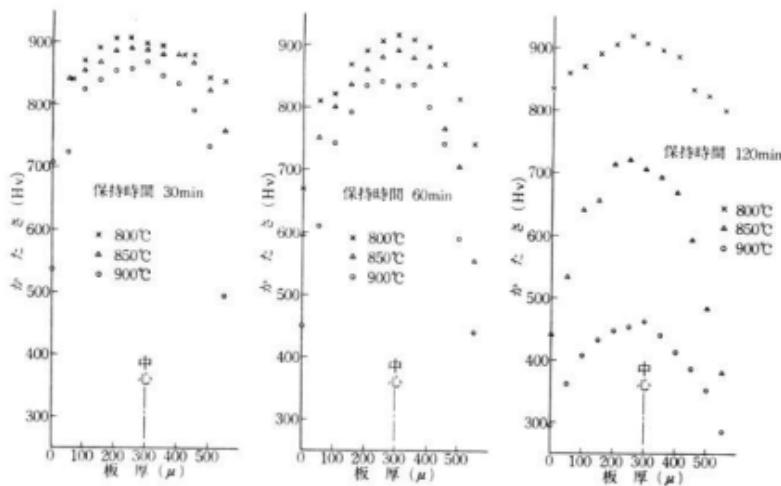


図3 断面かたさ分布(試料SK 3)

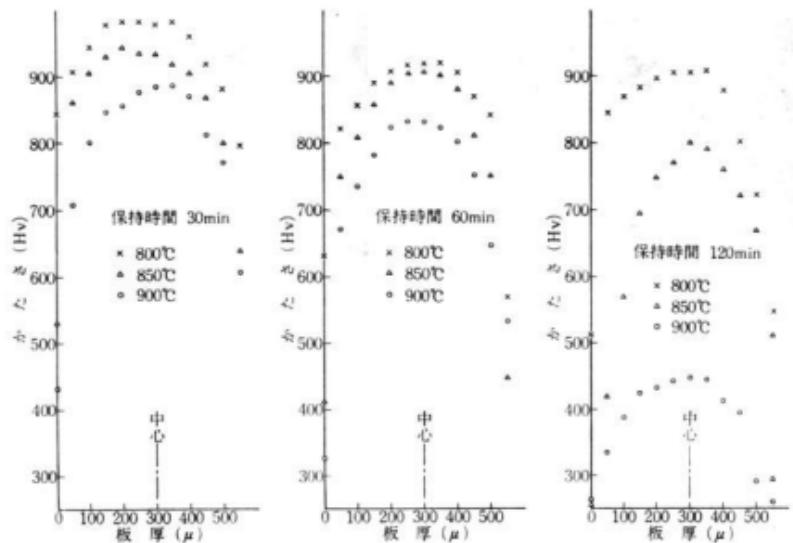


図4 断面かたさ分布(試料S KS 7)

4. 結 言

真空度 10^{-1} Torr 程度での加熱により、各種鋼材の脱炭状態を検討した結果、つぎのように要約できる。

(1) 本実験程度での減圧では各鋼材ともかなりの脱炭層を生じることがわかった。

(2) 加熱温度と保持時間により脱炭深さは変化する

が、S 35Cでは、脱炭深さが加熱温度に支配され、S K 1では保持時間に支配される傾向があった。

(3) 炭素量は同程度でも Cr や W を含有するものは脱炭深さが浅いことが認められた。

なお今後真空度を変え、また保護ガスを吹込んだ場合の脱炭について引続研究する。

か
て、
かた
かき
と脱
ること
近づ
行な
ころ
協力
かた
さ試験
あるい
以外の
を行な
る。そ
り、か
試験機
ための
かなり
したま
ど行方
どり。特
な点が
ツクら
かたさ
め本研

試験
を直行
効果の
あけた
で水焼
温ソル
用して
化させ

不均一硬度試料のかたさ換算（その3）

新田 明，加城 正義

1. 緒 言

かたさ試験は金属材料の性質を知る簡便な試験法として、今日では広く機械金属工業に普及しており、我々はかたさを測定することにより金属材料の耐摩耗性、ひっかきに対する抵抗、弾性係数、降伏点、破断強さ、粘りと脆さ、延展性などに関連した性質を大略ではあるが知ることができる。

近年中小企業においても測定が短時間に、かつ容易に行えるため製品の品質管理によく使用されている。ところが、かたさ試験機が広く普及するに従って親企業と協力会社、またユーザーとメーカーとの間で同一製品のかたさ測定値に差が生じることがある。また指定のかたさ試験機を持たないため他のかたさ試験機を使用する、あるいは測定部品の形状、大きさなどの制限を受け指定以外のかたさ試験機による測定を行ない後にかたさ換算を行なった値に差が生じるなどトラブルが多くなっている。各地の公設試験研究機関では計量研究所の指導により、かたさ測定技術の確立を目的とするところのかたさ試験機の実態調査、各種のかたさ換算閑門¹⁾を解明するための研究などを行ない、從来のかたさ測定に比較してかなり高硬度ものとすることができた。しかし表面硬化した製品、たとえば炭焼入、高周波焼入、室化処理など行なった後のかたさ測定には多くの問題が残っております。特にこのような不均一試料でのかたさ換算では不明な点が多くあるので、今回炭焼入を行なった試料をローラクウェルかたさ試験機で測定し、HvC、HvA、15Nのかたさ測定値間にどのような関係があるかを解明するため本研究を行なった。

2. 試料と実験方法

試料は表1に示すJIS規格機械構造用炭素鋼S15Cを直径40mm、厚さ8mmとし、また熱処理加工での質量効果の問題を解消するため試料の中心に10mmの穴を開けた。上記試料36個を図1の条件で油浴式ガス浸没炉で水焼入れを行なったのち、焼もどし条件は4水準とし低温ソルトバス（亜硝酸ソーダ：硝酸カリ=1:1）を使用して各9個の試料を処理した。その後、硬化深さを変化させるため試料表面を9水準に研削仕上げを行なった。

表1 試料の化学成分(%)

鋼種	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr
機械構造用 炭素鋼	0.140	0.36	0.55	0.023	0.009	0.009	0.021
S15C							

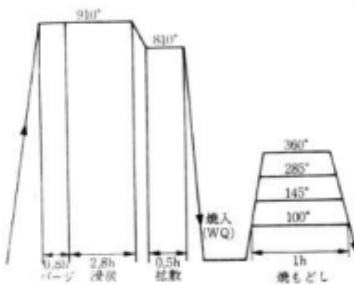


図1 試料の熱処理条件

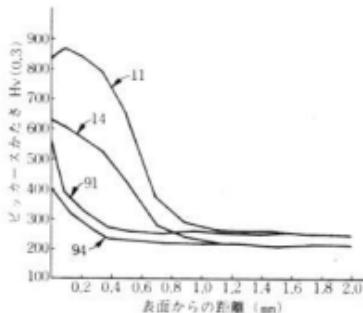


図2 試料のかたさ曲線の代表例

なお試料への熱的影響を極力おさえるため温式研削仕上、エメリーベーパー仕上、最後にバフ仕上を行なった。36個の試料番号は2桁の数値で示され、1桁目の数値は焼もどし温度を現わし、1は100°C、2は145°C、3は285°C、4は360°Cを現わす、2桁目の数値は表面

表2 試料の硬化深度

試料 No.	硬化深度 (mm)	試料 No.	硬化深度 (mm)	試料 No.	硬化深度 (mm)
11	0.6204	41	0.3614	71	0.1662
12	0.5981	42	0.3897	72	0.1370
13	0.5293	43	0.2652	73	0.0197
14	0.3643	44	0.1459	74	—
21	0.5690	51	0.3090	81	0.0605
22	0.4812	52	0.3302	82	0.0789
23	0.3669	53	0.2499	83	0.0181
24	0.2721	54	0.0693	84	—
31	0.4590	61	0.2489	91	0.0344
32	0.5135	62	0.2184	92	0.0126
33	0.3668	63	0.0967	93	—
34	0.1701	64	0.0053	94	—

表3 かたさ測定の条件

焼成温度(℃)	表面からの研削量 (mm)	試料の区画	反復の回数	かたさの種類
100°	0.03	0.10		HvC
145°	0.17	0.24		HvA
285°	0.31	0.38	3	15N
360°	0.45	0.52		
	0.59			

からの研削量を現わし、1は0.03mm、2は0.10mm、3は0.17mm、4は0.24mm、5は0.31mm、6は0.38mm、7は0.45mm、8は0.52mm、9は0.59mmを現わす。図2は試料の断面かたさ分布曲線の代表的なものを示したものです。

あり、たとえば14番は焼もどし温度360°C、表面研削量0.03mmである。表2は各試料の3区画のかたさ分布を明石製微小硬度計(荷重300g)により求め、表面からHv513までの深さの平均値を硬化深度としたものである。

測定に先立ち、かたさ試験機をX-R管理図によって管理を行ない、試験機の安定性を確認した上で試料の測定に入った。測定は各試料をランダムな順序で、また1試料を円周方向に3区画に層別してランダムな順序で測定した。明石製電動ロックウェル硬度計でHvC、HvAのかたさ測定を、東京衡機製スーパーフィッシュ硬度計で15Nのかたさ測定を行なった。

3. 実験結果と考察

前節の条件で行なったかたさ測定により反復2回のかたさ測定値の平均(同一条件 HvC, HvA, 15N 各2点)の値をプロットして熱処理条件別(焼もどし温度別)に HvC かたさに対する HvA かたさと 15N かたさの関係を示したもののが図3~10である。

表4はかたさと硬化温度の相関分析を行なった結果である。これによると硬化深度0~0.1mmの試料と HvC かたさとの相関係数は0.4478で有意であり、硬化深度0.3~0.4mmの試料と15Nかたさの相関係数は0.1783で有意であるとはいえない。すなわち表中の四角の枠にかこまれた数値は相関係数が有意であることを示している。したがって HvC, HvA ではかたさ測定して硬化深度を推定できるのは0.3mm程度であり15Nでは0.2mm程度である。

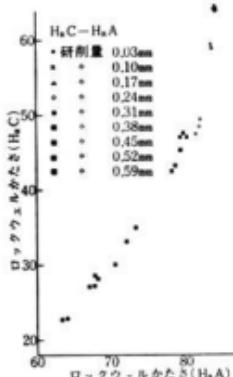


図3 HvC かたさと HvA かたさの関係(100°C もどし)

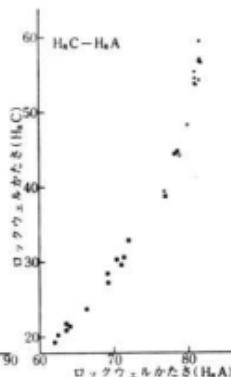


図4 HvC かたさと HvA かたさの関係(145°C もどし)

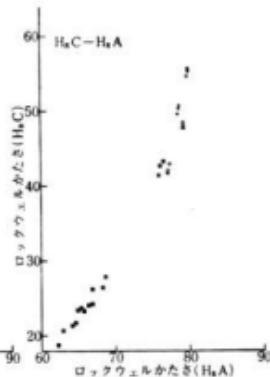


図5 HvC かたさと HvA かたさの関係(285°C もどし)

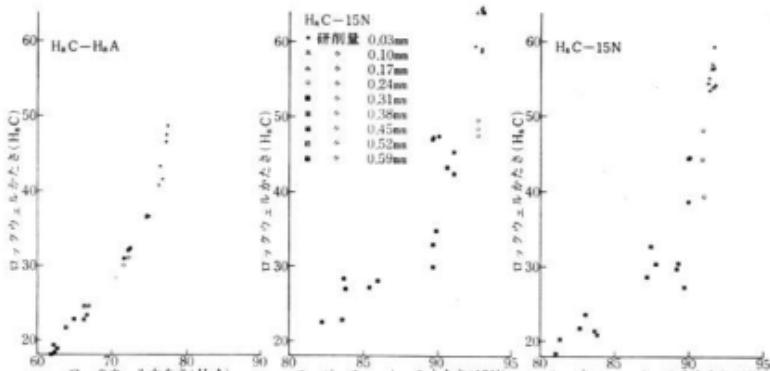
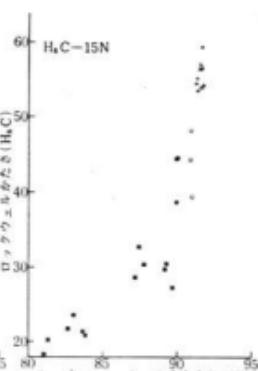
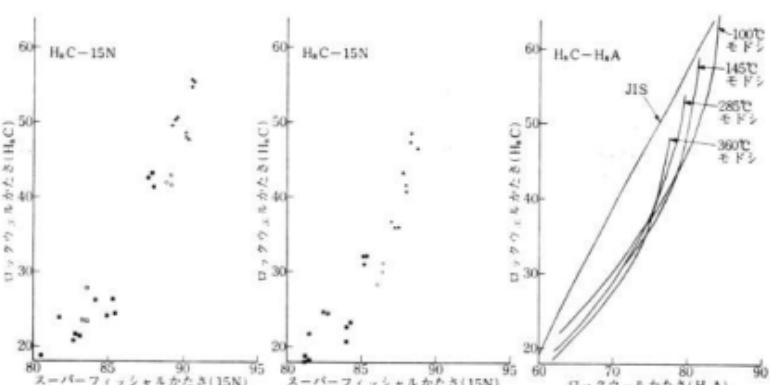
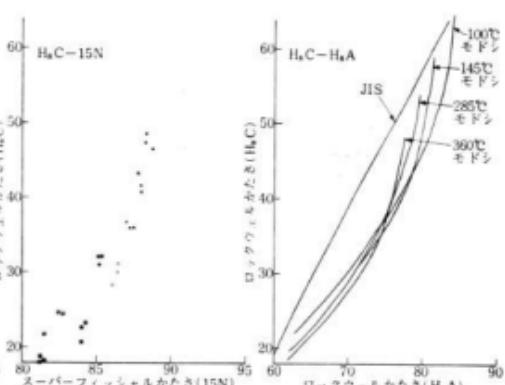
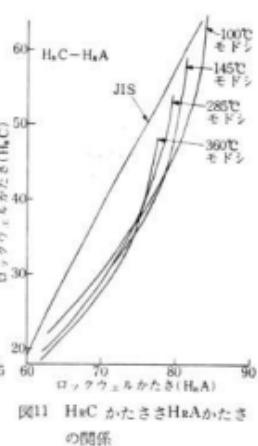
図6 H_{xC}-H_{xA}図6 H_{xC} かたさと H_{xA} かたさの関係 (360°C もどし)H_{xC}-15N図7 H_{xC} かたさと 15N かたさの関係 (100°C もどし)H_{xC}-15N図8 H_{xC} かたさと 15N かたさの関係 (145°C もどし)H_{xC}-15N図9 H_{xC} かたさと 15N かたさの関係 (285°C もどし)H_{xC}-15N図10 H_{xC} かたさと 15N かたさの関係 (360°C もどし)H_{xC}-H_{xA}図11 H_{xC} かたさ H_{xA} かたさの関係

表4 かたさと硬化深度の相間

硬化深度(mm)	0~0.1	0.1~0.2	0.2~0.3	0.3~0.4	0.4~0.5	0.5~0.6
H _{xC}	0.4478	0.6904	0.6249	0.0888	0.2044	—
H _{xA}	0.4396	0.5970	0.4813	0.3376	0.0786	0.1171
15N	0.4361	0.547	-0.0060	0.1783	0.0488	—

またHxC, HxA 15Nのかたさ測定の精度を比較するためSN比²¹を求めたものが表8であり表5~7はSN比を求めるための分散分析の結果である。表8よりHxCを基準とした場合 HxA は +0.37db であるが 15N は +7.78db、真数で 6.0 倍の利得があることになる。したがって、15N で 1 回測定した時と同じ精度の測定値を得るのに、HxC では 6 回測定して平均を取らなければならないことを示している。ところが表4のかたさと硬化深度の相関の結果と表8のSN比の比較の結果を合算すると HxC, HxA は 0.1~0.2mm または 0.2~0.3mm の深度のかたさ分布の寄与が表面からのかたさ分布に最も大きい。15N は 0.1~0.2mm の深度のかたさ分布の寄与が大きくなっている。すなわち HxC のように試験荷重 150kg と大きな荷重によりダイヤモンド圧子の押込によって影響を受ける試料のかたさ分布は表面から 0.3mm と大きい。また焼もどし温度が高い 360°C、285°C の試料などには 0.2mm 前後の深度で急激なかたさの低下を示している試料も多く、この部分を含めてかたさの値として示す HxC, HxA は当然バラツキが大きくなり、15N のように試験荷重が 15kg と小さい荷重の場合にはダイヤモンド圧子の押込量は小さく、そのため表面および表面から 0.2mm 程度の小さい範囲のかたさ分布のみに影響され、比較的安定したかたさ測定が可能であり、したがって軽荷重の測定の方が SN 比が大きくなるものと思われる。

HxC と HxA の関係は図3~6 のように熱処理条件(焼もどし温度)別ではあるが、ある曲線があつてはまりそぞうである。そこでこれらの結果を合成すると図11となり、またJISハンドブックのかたさ換算も合せて記入すると硬化深度の大きい試料は JIS の換算とほぼ同様であるが少し硬化深度が浅くなると同一 HxC の試料でも HxA のかたさは高くなる。その差は最大で HxA 6~7 と大きい。そして硬化深度がさらに浅くなると再び JIS のかたさ換算に近づく。そして熱処理条件(焼もどし温度)が高温度になるとその関係は左下にシフトする。そこで各熱処理条件(焼もどし温度)別にかたさ換算曲線の式を求めた結果を表9に示す。

HxC と 15N の関係は図7~10 のように、あるかたさ換算曲線で現わしにくい。特に HxC 30 以上の試料で

表5 HxC の分散分析表

要因	f	S	V
M	35	4219116	120546.2
e	180	79813	443.4
T	215	4298929	

表6 HxA の分散分析表

要因	f	S	V
M	35	1343870	38396.3
e	180	23381	129.9
T	215	1367251	

表7 15N の分散分析表

要因	f	S	V
M	35	1541957	44055.9
e	180	4937	27.4
T	215	1546894	

表8 SN 比の比較

	SN比	db	利得(db)
HxC	45.14	16.54	基準
HxA	49.10	16.91	+0.37
15N	267.81	24.28	+7.87

表9 かたさ換算式(浸炭焼入 S15C)

HxC-HxA	100°C もどし	$Y = -0.004991241x^2 + 0.0001599649x^3$
	145°C もどし	$Y = -0.0067012586x^2 + 0.0001827546x^3$
	285°C もどし	$Y = -0.0068229570x^2 + 0.0001867315x^3$
	360°C もどし	$Y = -0.0067119159x^2 + 0.0001820740x^3$

は15Nの測定値の変化が少ない。すなわち焼もどし温度100°では HxC30~60 の変化に対し15Nでは15N89~93とわずかに4度であり、焼もどし温度145°では HxC30~60 の変化に対して15Nでは15N87~92と5度である。したがってこの範囲のかたさ換算は多少の測定精度を向上させても実用化は無理と思われる。

4. 結 言

本研究により次のことがわかった。

- 1) S15Cの浸炭焼入をした試料での HxC と HxA のかたさ換算関係は JIS ハンドブックの換算関係とは相当に異なり、焼もどし温度によって変化する。
- 2) 同様に HxC と 15N の換算関係も JIS ハンドブックの換算関係と異なり、とくに HxC 30 以上の試料については問題があり実用は困難である。
- 3) 不均一硬度試料のかたさ測定の精度を高くするためにはなるべく軽荷重のかたさ測定条件を選定するべきである。

きである。

- 4) 本実験結果は S15C の浸炭焼入を行なったものについての試験結果であり、材質などが変化すれば若干変化するものと思われる所以実用にさいして十分留意する必要がある。

不均一硬度試料におけるかたさ換算関係について研究を行ない、以上のような結果を得た。これらの研究結果をもととし関連中小企業のかたさ試験機の管理技術、かたさ測定技術、かたさ換算技術などの向上をはかりたい。

終りに本研究を行なうにあたり終始懇切な御指導を賜わった計量研究所の矢野宏謙長ならびに、実験試料の提供をいただいた福山熟練工業㈱に深く感謝します。

文 獻

- 1) 新田、石田、今井：本報告15 (1972)
- 2) 日本規格協会：S N比マニュアル (1972)

塑性加工に関する研究(第8報)

高炭素鋼の冷間変形抵抗*

刈山 信行, 横山 宏樹, 加城 正義

1. 緒 言

県内におけるやすりの生産は、全国の約80%を占めているが、最近開発途上国の追い上げなどで、業績を許さない状況となっている。したがって、コストダウンを図るために、早急な省力化対策が必要とされ、同時に品質向上の上についても、さらに努力が求められなければならない。

やすりの製造工程での、成形品の寸法精度のばらつきが、後加工の自動化の障害となっているので、熱間自由鍛造に代る冷間ならびに熱間の型鍛造成形等で、成形寸法精度を向上させることが急務となっている。

さらに県内の各種企業をみても問題は山積されている。例えば、全国の約80%を生産している製針業は板鋼線から0.8%Cの硬鋼線に素材を切替え、針の頭部を冷間成形しており、またステンレス製医療用針や鋼線毛糸針などの特殊針も冷間成形を盛んに行なっているが、これらについても材料の変形能を考慮した適正な成形加工は行なわれていない。

金属材料の鍛造性を表わすには、その材料を変形させるために必要な力はどのくらいか。塑性変形させる際、その材料は割れを生じることなく、どれだけ変形が可能か、の2点がまず考らられる。

前者の事項を各種金属材料について解明するための因子が変形抵抗であり、この値は試験条件によって当然変化することが推定される。

塑性加工での変形抵抗値は荷重を支配する要素であり、これを鍛造作業に利用するには、(1)変形中のひずみ速度が一定であること、(2)ひずみ-変形抵抗曲線が成形加工と対応する十分大きな変形量まで求められ、加工についての情報を容易に得られねばならない。

高炭素鋼材の冷間鍛造におけるこれらの基礎となる資料が從来からほとんどない。

そこで、このような材料で生産されている高炭素鋼製品の鍛造性のうち、材料を変形させるために必要な単位面積当たりの圧力を評価する、いわゆる変形抵抗について

研究を計画した。

2. 塑性加工変形抵抗試験機

2.1 試験機の概要

表1 塑性加工変形抵抗試験の仕様

最大荷重	10TON
圧縮速度	50~500 mm/sec
圧縮ストローク	6 mm
カム	36° 対数・直線 120° 対数・直線
最大回転数	カム軸 500 r.p.m
ねじストローク	最大 100mm
耐圧盤間隔	最大 250mm
支柱間隔	有効 360mm
カムローラー同期回転装置	ギヤー式
プランジャークラッチ機構	ソレノイド式
荷重検出機	10Tロードセル
駆動変速モーター	バイエル無段変速機



写真1 塑性加工変形抵抗試験機

* 昭和47年度、技術開発研究費補助事業による研究の1部、第24回塑性加工連合講演会に発表

使用した塑性加工変形抵抗試験機は、一名カムプラスメータとも呼ばれる。金属材料の圧縮試験を一定ひずみ速度で、広いひずみ速度範囲にわたって行なえる圧縮試験機である。1942年、Orowan が考案し、Los によって設計され、イギリスの Sheffield 大学に設置されたのが最初であるといわれている。

その後は Nadai や Manjoine らが使用し、各材料の変形抵抗について研究している。その外観は写真 1 に示すように、本体、変速機、フライホイール、荷重および変位測定装置、原動機部から構成されている。変形抵抗試験機のおもな仕様を表 1 に示した。

2.2 カムについて

この試験機では、カムがアンビルを押上げて試験片を圧縮する。

一定ひずみ速度で圧縮試験を行なう場合は、対数カムが用いられる。直線カムは、対数カムに比して、変形中のひずみ速度が一定とならない欠点がある。

試験データとしては一定ひずみ速度での変形抵抗が実用的であり、本研究ではすべて 120° 、変位量 6 mm の対数カムを使用した。

対数カムについては、図 1 から、つぎのような理由でひずみ速度一定の圧縮試験ができる。

$$\varepsilon(t) = \log e h(t)/h_0 \quad \dots \dots \dots (1)$$

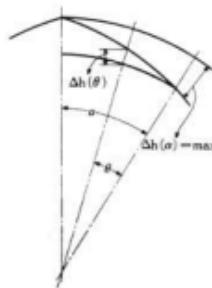


図 1 対数カム

$$\dot{\varepsilon}(t) = d\varepsilon(t)/dt = C \quad \text{ひずみ速度一定} \quad \dots \dots \dots (2)$$

$$\text{積分して } \varepsilon(t) = ct + A \quad \dots \dots \dots (3)$$

$$t=0 \text{ のとき } \varepsilon(0)=0 \quad \therefore A=0$$

$$t \text{ を } \theta \text{ の関数として}$$

$$\varepsilon(\theta) = c\theta \quad \dots \dots \dots (4) \quad (4) \text{を(1)に代入して}$$

$$\log e h(\theta)/h_0 = \varepsilon(\theta) = C\theta$$

$$h(\theta)/h_0 = e^{C\theta} \quad \dots \dots \dots (5)$$

$$\text{ここで } h(t) = h(\theta) = h_0 \quad dh(\theta) \text{ を代入して}$$

$$(h_0 - dh(\theta)) / h_0 = e^{C\theta}$$

$$dh(\theta) = h_0(1 - e^{C\theta}) \quad \dots \dots \dots (6)$$

$$\theta=a \text{ のとき } dh(\theta) = dh(a) = \max \text{ として}$$

$$\text{その時のひずみ } \varepsilon(a) = \varepsilon(a) = \max \text{ とすれば(4)}$$

$$\text{式から } \varepsilon(a) = Ca \quad \dots \dots \dots (7)$$

ここで $\varepsilon(a)$ は加工度をいくらにとるかによって決まる値で、加工度 55% で $\varepsilon(a) = -0.8$ となる。

(7) 式を(6)式に代入して、 C を消去すれば

$$dh(\theta) = h_0(1 - e^{\varepsilon(a) \cdot \theta/a}) \quad \dots \dots \dots (8)$$

(8) 式で $dh(\theta)$ をカムの高さに加工すれば、一定ひずみ速度の圧縮試験を行なうことができる。

2.3 ひずみ速度について

ひずみ速度とは単位時間あたりのひずみをいい、図 2 のように、ある時間に、高さ H_0 の試験片の一端を固定し、他端を速度 V の工具で圧縮する場合、ひずみ速度は $i = V/H_0$ となる。 i はひずみ i の時間に関する微係数であるから、 $i = di/dt = (dH/dt)/H_0$ であらわされる。

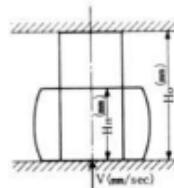


図 2 ひずみ速度

表 2 圧縮速度とひずみ速度の関係 (試料 6φ × 10)

モーター軸 (r.p.m)	250	420	340	880	680	880	1280
カム軸 (r.p.m)	17	34	66	170	240	340	500
クラッチ位置	L-OFF	L-OFF	H-OFF	H-OFF	N-ON	N-ON	N-ON
圧縮速度 (mm/sec)	5	10	30	50	70	100	150
ひずみ速度 (1/sec)	0.5	1	3	5	7	10	15

例えば圧縮速度 $V=50\text{mm/sec}$ の場合、 $dH/dt=50\text{mm/sec}$ となり、圧縮試験片の高さ H_0 は本研究の場合、10 mm であるから、結局ひずみ速度 $\dot{\epsilon}=(dH/dt)/10=5$ となる。

このようにして、塑性加工変形抵抗試験機の電動機軸回転数、カム軸の回転数および圧縮速度とひずみ速度の関係を試験片長さ10mmについて求めたのが表2である。

ひずみ速度 $\dot{\epsilon}=V/H_0$ 、 V =圧縮速度 (mm/sec)、 $H_0=10\text{mm}$ として、 $V=6Nl/\alpha$ となり、 N =カム回転数、 l =カムストローク、 α =カム角度として計算している。

3. 試験片と実験法

3.1 試験片

本研究の供試材は表3のように炭素含有量 1.2%、クロム含有量 0.1~0.2% の高炭素鋼で、これに表4のような熱処理を行なったものを試験片とした。顕微鏡組織は写真2に示すように、球状化セメントイトとフェライト(試験片SC)および変形能を比較するため、粗いバーライトと網状セメントイト(試験片CP)組織で、 $6\phi \times 10$ の寸法試験片を主として用いた。

供試材は 8mmø 材を 300mm 長さに切断し、20 KW 真空炉で熱処理したのも、所定の試験片寸法に加工した。

表3 試験片の化学成分(%)

C	Si	Mn	P	S	Cr
1.22	0.28	0.24	0.006	0.014	0.10

表4 試験片の熱処理

試験片記号	試験片寸法	熱処理	組織	かたさ H ₁₀
SC	$6\phi \times 10$		球状セメントイト + フェライト	80~90
CP	$6\phi \times 10$		粗いバーライト + 網状セメントイト	90~99

3.2 実験方法

試験片両端面の摩擦の影響を軽減する方法として、橋爪の方法³⁾、表面あらさと摩擦の関係²⁾、各種摩擦法の研究^{3), 4)}などがあるが、本研究では突切り切削により、表面あらさ 25~40μ とし、Sims の方法⁵⁾に似た潤滑法を用い、潤滑剤は二硫化モルブデン系ペースト状潤滑剤を使用した。

図3に示すような、試験片接觸部の表面あらさ 2.2~2.8μ の冷間圧縮用サブプレスを使用した。圧縮量を対数ひずみで表わすと表5のようになる。圧縮変形抵抗 K_f は、 $K_f=P/\pi \cdot (D_1)^2/4 (\text{kg/mm}^2)$ で計算した。

また圧縮試験後の試験片直径 D_1 は図4から、前後の体積 V と V' を等しいと置き、 $V=V'$ 、 $V=\pi/4 D_0^2 \cdot H_0$ 、 $V'=\pi/4 \cdot D_1^2 H_a$ から $H_0 D_0^2 = H_a D_1^2$ 、 $D_1^2 = H_0 D_0 / H_a$ により、 H_a を測定して、 D_1 を計算で求め、圧縮試験後の断面積 $A'=\pi/4 \cdot H_0 D_0^2 / H_a = \pi/4 D_1^2$ を求めた。なお H_0 は ±1/100 の寸法精度とした。

メモリースコープによる記録測定条件は荷重 100mV/div、変位 1V/div、掃引 50ms/div で行なった。

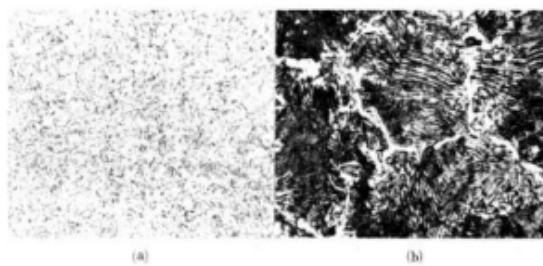


写真2 試験片の顕微鏡組織(a)試験片SC(b)試験片CP (×400)

表5 壓縮量と対数ひずみの関係 ($6\phi \times 10$)

圧縮量 (mm)	1	2	3	4	5	6
対数ひずみ ($\epsilon = \ln H_0/H$)	0.104	0.223	0.356	0.513	0.693	0.719
加工度 (%)	10	20	30	40	50	60

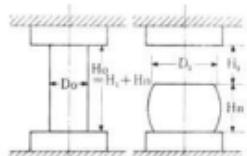


図4 圧縮後の断面図

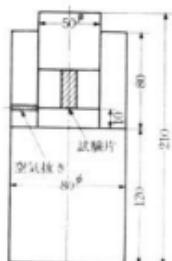


図3 冷間用サブプレス

4. 結果と考察

4.1 変形抵抗におよぼすひずみ速度の影響

試験 S C を用い、0.5~5 1/sec の各ひずみ速度における対数ひずみと変形抵抗との関係を図5に示す。ひずみ速度の影響としては対数ひずみ 0.35 以上でひずみ速度の大きい 5 1/sec が⁵、他に比べ変形抵抗がいくぶん大きくなる傾向を示しているが、その差は少ない。またひずみ速度 0.5 1/sec で、対数ひずみ 0.6 の試験では、一部割れを生ずることがわかった。

写真3(a)は試験片 S C を用いて、ひずみ速度 0.5、対数ひずみ 0.223 で圧縮した記録例で、左側の曲線は圧縮

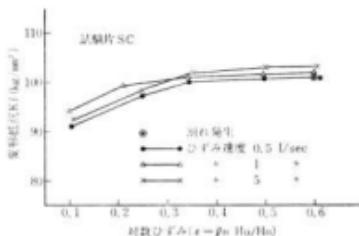


図5 変形抵抗におよぼすひずみ速度の影響

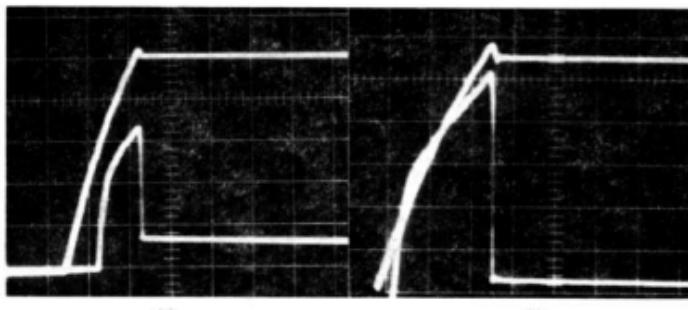


写真3 変形抵抗の記録例 (a)ひずみ速度 0.5 1/sec、対数ひずみ 0.223
(b)ひずみ速度 5 1/sec、対数ひずみ 0.513

変位。右側は圧縮荷重を示す。同様に写真3(b)はひずみ速度5、対数ひずみ0.513の変形抵抗の測定記録例である。

つぎに試験片SCを対数ひずみ0.53、ひずみ速度5で圧縮した試験片の中央断面のマクロ組織を写真4に示した。端面潤滑は、すべて二硫化モリブデンを主成分とした市販潤滑剤により行なっているが、写真からわかるように、上下の接触面は摩擦により、材料が横力方向への移動を防止され、いわゆるバレーリングを生じているのがわかる。

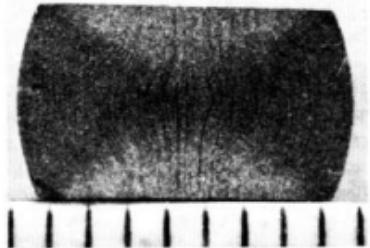


写真4 試験片SCの中央断面マクロ組織

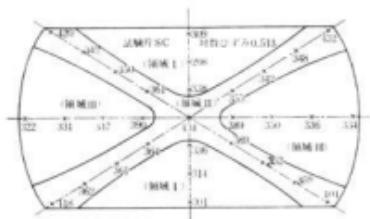


図6 圧縮試験片の断面かたさ分布

わかる。この試験片の材料流れとかたさ分布の関係を検討したのが図6である。上下圧縮端面は摩擦によって材料の移動が妨げられている部分を領域Iとし、大きなひずみを受けて、材料がよく移動している主要領域を領域IIとし、領域IIIはひずみはあまり大きくないが、やや一様に変形する部分である。

一般に軟鋼を上下平面で単純圧縮した場合と同様な歯流線を示すことがわかる。各領域とかたさの関係は、圧縮により大きなひずみをうけている主要領域IIがもっとも硬化しており、中央部が最も硬い。試験片CPについても同様の傾向である。

試験片CPを用いて、試験片SCと同様な条件で変形抵抗におよぼす対数ひずみならびにひずみ速度の関係を求めたのが図7である。試験片CPは対数ひずみの上昇に従って変形抵抗が増加する傾向は試験片SCと同様であり、ひずみ速度0.5の場合が、他の速度よりも各対数ひずみともやや大きい変形抵抗を示しており、この結果はSCについての図6に示した結果とは、いくぶん異なるが、実作業で問題となる要素とはならない。また変形抵抗値は素材かたさが硬いことから全般に試験片SCより、約10kg/mm²程度高い。対数ひずみ0.6で

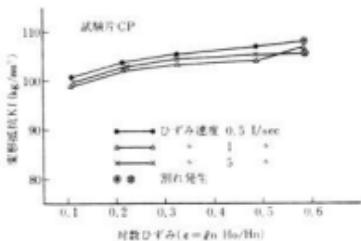


図7 変形抵抗におよぼすひずみ速度の影響

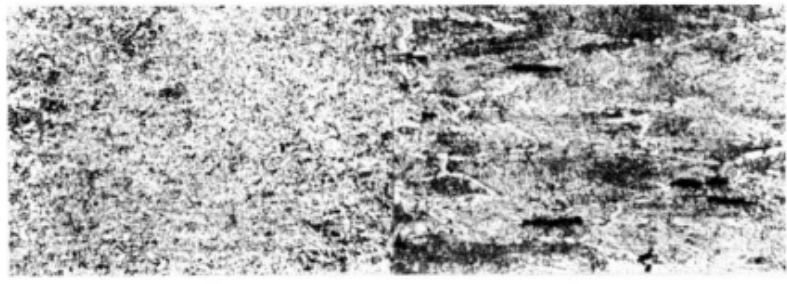


写真5 圧縮試験片の断面中央部の顕微鏡組織 (a)試験片SC (b)試験片CP (×400)

は45°スリップ剪断割れを生ずることもわかった。

ひずみ速度 0.5 1/sec、対数ひずみ 0.513 の場合の圧縮試験片の中央断面中心部の顯微鏡組織を写真 5 に示す。(a)は試験片 S C で、かたさが大きく上昇している領域 II の中心部で、(b)は試験片 C P で、試験片 S C と同じ領域部分の顯微鏡組織を比較したものである。写真 5(b)は素材組織に対して、オーステナイト結晶粒が横方向に押しつぶされて、大きなひずみを受けていることがわかる。対数ひずみ 0.513 の試験片であるから、外観割れはないが、圧縮水平方向に、約長さ 0.025mm のミクロクラックが、領域 II の中央部に発生していることが判明した。当然、対数ひずみ 0.693 の試験片にも生じ、その数や長さは対数ひずみ 0.513 よりも多く、大きい。

これらのこととは、試験片 C P、すなわち高温から冷することにより、結晶粒が大きく成長し、結晶粒界にセメントタイトが析出し、地は粗いバーライト組織をもつ材料は、加工度 40% 以上の冷間圧縮では内部クラック、または 45° スリップ剪断割れを生じ、冷間加工には適さない素材であることがいえる。このミクロクラックは、成形割れ限界を小さくしたり、のもの熱処理時の割れの原因となることも考えられる。

4.2 変形抵抗におよぼす加工度の影響

ひずみ速度 $i = 0.5$ に一定し、加工度を 12~150% に圧縮した場合、対数ひずみに対する変形抵抗を図 8 に示した。各加工度とも対数ひずみが増加するに従って、変形抵抗は大きくなり、また低ひずみ圧縮では、急激な加工硬化により、変形抵抗が急増している。各加工度に対するひずみ一抵抗曲線は理論上一致しなければならないが、試験片のばらつきや測定値の統取誤差等で、一致していない。

同様に図 9、10 はひずみ速度 1 と 5 で、各加工度での対数ひずみに対する変形抵抗の関係を示した。加工度が大きいと各対数ひずみでの変形抵抗がやや大きい傾とな

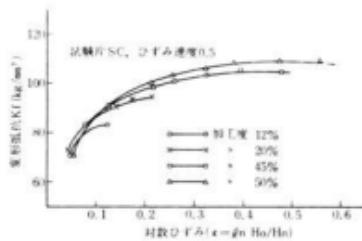


図 8 変形抵抗におよぼす加工度の影響

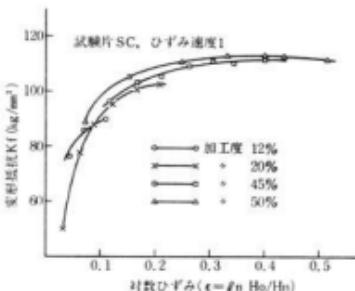


図 9 変形抵抗におよぼす加工度の影響

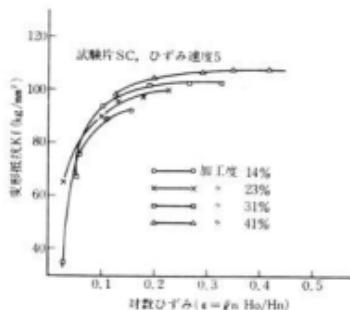


図 10 変形抵抗におよぼす加工度の影響

ることは、ひずみ速度 0.5~5 1/sec の実験とも同様な傾向にあることがわかる。

材料の変形は、一般に転位がある結晶面を移動することによって行なわれるが、材料変形が増加するに従って、新しい転位がつづつと生成され、転位が互に影響しあって、変形に対する抵抗が増大することはよく知られている。このことはひずみ速度に関係なく、加工度が増加するに従って変形抵抗が増加することが、よく説明できる。

試験片 S C と同様に試験片 C P について、ひずみ速度を 0.5~5 1/sec に変化させて、各加工度で圧縮した場合の対数ひずみに対する変形抵抗の関係をみたのが、図 11、12、13 である。加工度が大きくなると変形抵抗も、各ひずみ速度ともやや大きくなり、この傾向は試験片 S C と同じ傾向である。これは各素材組織とも、加工硬化の影響であることは、試験片 S C と同様であると考えられる。

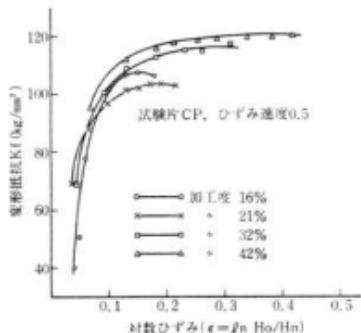


図11 変形抵抗におよぼす加工度の影響

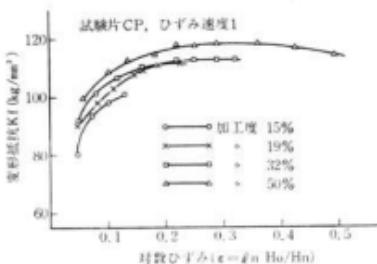


図12 変形抵抗におよぼす加工度の影響

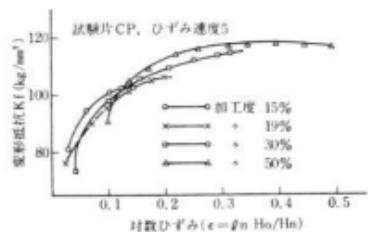


図13 変形抵抗におよぼす加工度の影響

4.3 変形抵抗におよぼす素材組織の影響

変形抵抗におよぼす素材の影響としては、素材かたさおよび組織の影響があることは、これまでの研究結果からも明確に現われている。すなわち、試験片 CP は粗大ペーライトと網状セメントタイト組織で、かたさは HsB99 に対して、試験片 SC はフェライトの基地と球状セメントタイト組織で HsB9 のかたさであることから、両試験

片の差が明確に変形抵抗に現われている。加工度 20% と 40% で、各ひずみ速度とも試験片 CP が変形抵抗が大きいという確認実験が図 14 である。組織的には基地のフェライトとパーサイトの差およびかたさの差が変形抵抗の差として現われている。

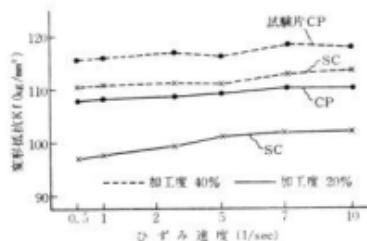


図14 変形抵抗におよぼす素材組織の影響

4.4 変形抵抗におよぼす静・動的圧縮の影響

図 15 は試験片 SC について、50 TON 万能試験機で、圧縮速度 2mm/min ($\dot{\epsilon} = 0.0033 1/\text{sec}$) で静的な圧縮試験を行なった一ひずみ一変形抵抗曲線⁸⁾ と塑性加工変形抵抗試験で動的に求めた変形抵抗曲線を比較したものである。

静的な圧縮では対数ひずみの増加とともに直線的に変形抵抗が上昇し、動的圧縮では最初のひずみ 0.1~0.2 付近まで急速に上昇して、対数ひずみ 0.3 付近から横ばいとなっている。

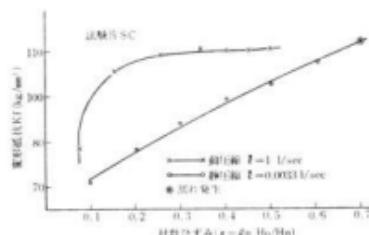


図15 変形抵抗におよぼす静・動的ひずみ速度の影響

4.5 変形抵抗におよぼす炭素含有量の影響

素材の炭素量が異なることにより、硬さが変って来ることから、変形抵抗も当然変化があることが推定される。本研究に用いた試験片は 1.2% C 鋼 (JIS 相当規格 SKS 8) の高炭素鋼であるが、他の低炭素鋼と比較しておくことは、実作業上に必要である。

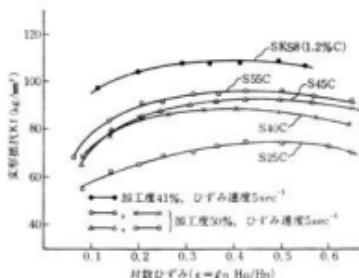


図16 変形抵抗におよぶ炭素含有量の影響

従来から研究されている S25C ~ S55C の炭素鋼³⁾の焼なまし処理した材料の変形抵抗と本研究で求めた変形抵抗値を比較したのが、図16である。これらの変形抵抗は炭素量の増加にしたがって明確に増加し、1.2%C鋼では加工度40%で変形抵抗値は 100~110 の間にあり、S25C とでは約 40 kg/mm² の変形抵抗値の差がある。このことは高炭素鋼ほど冷間鍛造性が低いことを示している。

5. 結 論

高炭素鋼製品の冷間鍛造設計の基礎資料とすることを目的として、変形抵抗におよぼすひずみ速度、加工度、素材組織等の影響について研究を行なった。その結果はつぎのように要約できる。

(1) 高炭素鋼の変形抵抗は、本研究の範囲ではひずみ速度の影響はあまりないが、高加工度側では、わざかのひずみ速度依存性があるようである。

(2) 加工度と変形抵抗の関係は、加工度が上昇とともに変形抵抗も増加する。

(3) 素材組織の影響としては、セメントタイトの球状化組織が粗いバーライト組織よりも、変形抵抗は低いが、加工硬化能は大きい。また球状化組織は、粗いバーライト組織や網状セメントタイト組織が40~50%の加工で外部

割れや断面中央部の V クロ割れを生ずるのに対して、これらの欠陥は起らない。すなわち、冷間鍛造品の素材としては、球状化焼なましを行ない、組織を球状化セメントタイトとフェライト地にすることにより、変形能が大きく改善される。

(4) 静的に加工する場合に、動的圧縮する場合とでは、各対数ひずみに対する変形抵抗は大きな差がある。すなわち、動的圧縮では、ごく低い対数ひずみでの変形抵抗値の立ち上がりが大きく、その後の変化は少なくなる。

(5) 炭素鋼における炭素含有量の差が変形抵抗に与える影響は大きいことがわかった。

1.2%高炭素鋼の冷間変形抵抗値、変形抵抗におよぼす各因子の影響や諸現象の概要を知り得たが、今後の問題としては、これらの基礎資料をもとに、型鍛造成形での拘束変形や不均一変形での変形抵抗や材料特性の関係など充実する必要があり、続いて研究をする。

おわりに、本研究に関して、有益な助言をいただいた広島大学工学部・大森助教授、機械技術研究所・田村エヌルギー課長ならびに試験片について協力いただいた広島県鉄工業(協)にお礼申し上げます。

文 献

- 橋爪：塑性と加工、Vol. 3, No. 20 (1962) 587
- 堤：金属材料、Vol. 7, No. 5 (1962) 35
- 蓮藤：塑性と加工、Vol. 3, No. 13 (1962) 91
- 工藤：日本機械学会誌、Vol. 68, No. 559 (1965) 1107
- Sims, R. B., Loizon, M.: J. Mech. phys. Solid, No. 4 (1953) 42
- 橋爪：機械の研究、Vol. 10, No. 1 (1958) 31
- E. Orowan: BISRA Report No. MW/F/22/50 (1950)
- 横山、加城：本報告、No. 16 (1973) 29
- 後藤：名古屋市工研報、No. 41 (1969) 70

塑性加工に関する研究（第9報）

高炭素鋼の熱間変形抵抗*

鈴木 寛，土取 功，加城 正義

1. 緒 言

変形抵抗は、直接、荷重を支配する要素で、熱間鍛造加工を行なうに当たっては、素材組織、加工速度ならびに加工温度など鍛造性に影響する要因と変形抵抗の関係を知っておく必要がある。

高炭素鋼については、変形抵抗のほかに、加工時の割れ限界についても検討する必要がある。

最近特殊工具などの高炭素鋼材の冷間あるいは熱間鍛造による成形をしだいに採用している傾向にあるが、高炭素鋼の鍛造性に関する資料はほとんどないので、その熱間成形に関する基礎データを得る目的で本研究を行なった。

2. 試料と実験方法

供試材は表1に示すような化学成分で、素材径 8 mmφ のものを300mmに切断、12KWマッフル炉で熱処理¹⁾し、センターレス研削で 6 mmφ に加工後、マイクロカット切断機で 9.4mm に切斷し、ついで両端面を平面研削し、端面あらさに 15~20 μ 仕上げて 6φ × 9mm の試料を作成した。試料のかたさはセンターレス加工後にロックウェルかたさ試験機で測定した。

表1 試料の化学成分 (%)

C	Si	Mn	P	S	Cr
1.22	0.28	0.24	0.006	0.016	0.10

実験は塑性加工変形抵抗試験機²⁾を用い、120°対数カム（一定ひずみ速度）で圧縮試験を行なった。荷重はロードセル、圧縮量は差動トランジスタにより検出した。また両端面の摩擦を軽減させるため、二硫化モリブデンを主成分とした市販潤滑剤ローコルベースト（25~300°C）、および HF6（450~1150°C）を使用した。試料を図1に示すようなサブプレスに装着し、小型真空炉（10⁻³mmHg）で、所定温度に 15min 加熱保持後圧縮した。対数ひずみは、0.1~0.75（加工度 9~53%）、ひずみ速度は 1~13 1/sec の範囲とした。

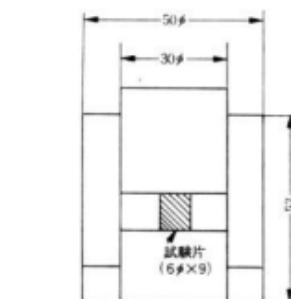


図1 サブプレス

Hg)で、所定温度に 15min 加熱保持後圧縮した。対数ひずみは、0.1~0.75（加工度 9~53%）、ひずみ速度は 1~13 1/sec の範囲とした。

3. 実験結果と考察

対数ひずみ $\bar{\epsilon} = 0.1 \sim 0.75$ ひずみ速度 $\dot{\epsilon} = 1 \sim 13$ 、試験温度 22~1050°C の範囲で試験した結果を図2に示す。

試験温度の上昇に伴なって、変形抵抗は全般に低下しているが、450°C のみが異常を示している。300°C 線と接近、あるいは低対数ひずみでは逆に 300°C 線を上回り、R 材では 150°C よりも高くなっている。これはいわゆる吉田強性によるものと思われる。

300°C 以下の低温域では変形抵抗の低い S C 材および S S C 材は対数ひずみの増加に伴ない、変形抵抗が増加する傾向があるが、変形抵抗の高い C P 材および R 材では、この傾向は弱いか、または逆に変形抵抗が減少する傾向がある。

600°C 以上の高温域では全般に対数ひずみの増加に伴ない、変形抵抗は横ばいないしは低下する傾向があるが、なかでも C P 材および R 材の 600°C に顯著に出ていている。

上述のように 450°C の変形抵抗には異常が見られる

* 第24回塑性加工連合講演会に発表、昭和47年度技術開発研究費補助事業による研究の1部

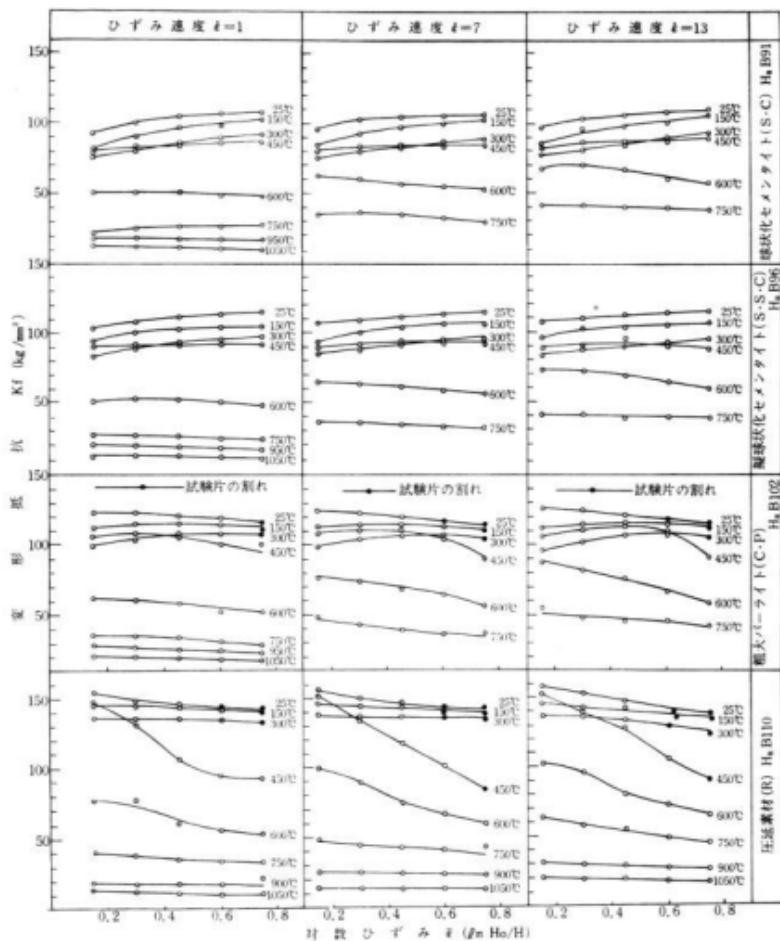


図2 対数ひずみと変形抵抗の関係

が、とくにR材では対数ひずみによる変形抵抗の変化が大きく、対数ひずみが大きくなるに伴い変形抵抗は極度の低下を示し、S C材 S S C材の値に接近している。

以上のように低温域より高温域側が各組織の違いによる気泡抵抗の差が小さくなっていることが知れる。450°C以下の温間加工範囲では、C P材、R材の加工度を高くした場合割れが発生するおそれがあるので球状化焼な

ましが必要である。

ひずみ速度については、各組織とも450°C以下では速度の影響は小さいが、600°C以上ではひずみ速度が大きくなるにつれて変形抵抗が増す傾向が見られた。

図3は図2の横軸を試験温度に変えたものであるが、これによると、上述の450°Cの異常現象がよくわかり、また組織のちがいによる変形抵抗の差が高温では縮まっ

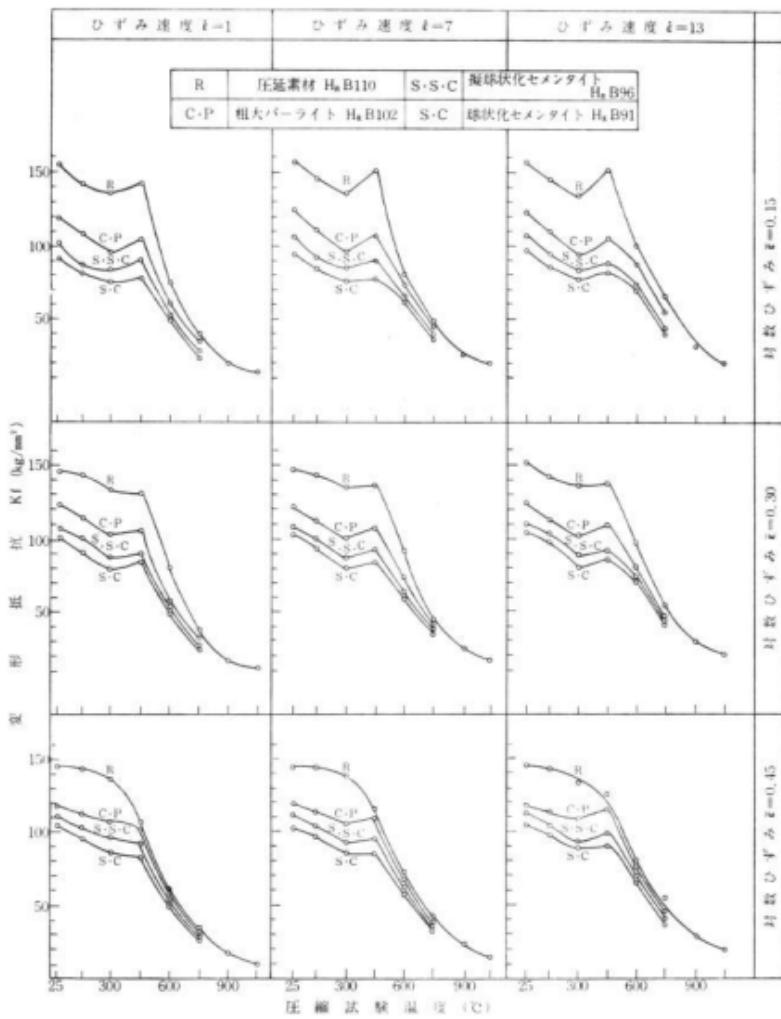


図3 圧縮試験温度と変形抵抗の関係

ていることもよくわかる。

4. 結 言

高炭素鋼の鍛造性について検討するため、対数ひずみ 0.1~0.75、ひずみ速度 1~13 1/sec、加工速度 25~

1050°C の範囲で圧縮試験を行なった。その結果はつきのように要約できる。

- (1) ひずみ速度をえて圧縮した場合は、治間および450°C 以下では対数ひずみ変形抵抗の値に及ぼすひずみ速度の影響は小さく、600°C 以上ではひずみ速度が大き

いほど変形抵抗が増加する傾向が見られた。

(2) 冷間熱間を問わず、かたさの高い試料ほど変形抵抗が高いが、 600°C 以上の高温ではその差が小さくなる。 450°C 以下では試料かたさや組織差による変形抵抗の差が大きい。

(3) 加工温度が高くなるにつれて、変形抵抗は低くなるが、 450°C では青熱脆性により変形抵抗が異常に高くなる。しかし変形抵抗の大きい材料、とくに圧延材では高対数ひずみで青熱脆性現象は顕著でない。

(4) 热間での対数ひずみと変形抵抗の関係は複雑で、対数ひずみが増加すれば変形抵抗はやや増加するが、逆

に低下する現象も見られ、とくに変形抵抗の大きい材料の 450°C および 600°C で著しい低下が見られた。このことは(2)、(3)の項と関連している。

おわりに、本研究に関して、有益な助言をいただいた広島大学工学部、大森助教授ならびに試料の提供をいただいた広島県鋳工業(協)にお礼申し上げます。

文 献

1) 刈山、加城: 本報告 No.17 (1974)

2) 刈山、加城: 本報告 No.17 (1974)

塑性加工に関する研究（第10報）

ロータリースエージ機による成形加工*

横山宏樹, 菊山信行
畠徳宜, 加城正義

1. 緒言

やすりの成形は一般に高炭素鋼であるやすり材を所定の寸法に切断したのち、プレスあるいはハンマーにより熱間で鍛造を行っている。しかしながら主として機器の小さい部分を手作業で仕上げるときに使用される組やすりなどは冷間での型鍛造が可能であり、またプレスあるいはハンマーによる冷間成形が行われる場合もある。

ロータリースエージ加工は拠込加工の一種で材料を横方向から圧縮し厚さあるいは径を減じながら長さあるいは幅を伸ばす場合に用いられ、すでにミシン針その他には数多く使用され自動化も行われているが、やすりに関してはまだこれを使っての成形は行われていない。

やすり産業においても技能者不足は日々追って深刻になっており、特殊技能を必要としない、誰にでもとりくめる機械化あるいは機械の自動化の方向に向っている。その点ロータリースエージ加工は自動化が容易であり、加工時間も比較的短い特徴をもっている。これらのことから、本研究で組やすり（丸形）について成形実験を行い、冷間による加工硬化程度、送り条件と製品形状等について検討し、製品については切削試験を行い、従来の製品との比較を行った。

2. ロータリースエージングの概要¹⁾

回転式鍛造法は拠込加工の一種であり、かなり古くからドイツで、線材、棒材、管材を横方向から圧縮して厚さあるいは径を減らし、長さおよび幅を伸ばす場合に用いられていたが、戦後実用化の域に達し、さらにこの技術が米国に伝えられて急速に普及したものであり、これらの機械²⁾は金属の塑性加工分野から合成樹脂の加工に至るまで広く利用されている。

回転式冷間鍛造機には回転ハンマーとローラの組合せ方式と偏心軸によりハンマーを作動させる方式がある。前者は主軸が回転するとハンマーおよびダイスが遠心力によ

り開こうとするが、このときバッカのカム面が同時にローラに衝突して各バッカおよびダイスは同時に中心に向って叩き寄せられて加工物に対し鍛造作用を行う。主軸回転数 400 r.p.m ローラの数が 8 個ある場合に、もしローラが固定の場合は毎分 1600 回の打撃回数になるが、ローラが自由に外輪内を転動し得るようになっているため、バッカの衝突によりローラもバッカも同一方向に回転するので実際の打撃回数は 1000 回程度になる。後者は厳密に言えばロータリースエージングではなくラジアルフォージングと呼ばれているが鍛造作用ならびに用途はほとんど同じなので同種機械とみなしている。この機械は周間に数個のハンマを有し、ハンマーはそれぞれ別個に共通主軸によって駆動される偏心軸により往復運動が与えられる。打撃回数は回転ハンマー式より著しく低く 100 ton 級で毎分 800 回程度である。しかし打撃力伝達機構に歯突部分がないので操作時の騒音は低いのが特徴である。

回転ハンマー（バッカ）とローラの組合せ方式は①工具が比較的高価、②最適作業条件およびダイスの形状、寸法を設定するためには相当の経験と試験的生産が必要、③加工中の騒音が大きいなどの不利な点を有するがひとつたび設定されれば、i) 熟練を必要としないこと、ii) 生産性がよいこと、iii) 製品精度が高いことなどの利点を有している。ロータリースエージングによる加工例をあげると、①スキーストックスティール、家具類のテーパ管の製作、②ゴルフシャフト類の加工、③鉄身の加工、④バーナーの火口、⑤タンクステン、タンタルなどの引抜方法では不利な加工、⑥加工硬化をねらうとき、⑦シーズヒーターの加工、⑧注射針、ミシン針の加工など多くの加工例を有し、加工時における諸問題は解決されているけれども理論的な裏付けに乏しく、今後の研究にまつところが多々ある。

3. 実験に使用したロータリースエージ機

第2吉田記念鉄工所製のロータリースエージ機 TYPE

* 昭和47年度技術開発研究費補助事業による研究の一部。日本塑性加工学会「塑性と加工」に投稿中

No. 4, GSM を使用した。その外観を写真 1 にしめす。

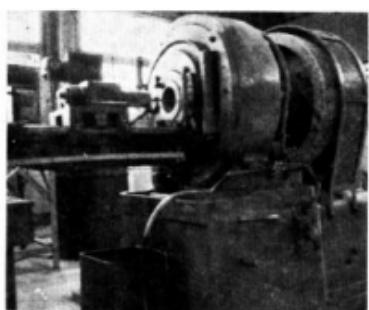


写真1 ロータリースエージ機

機械の仕様はモーター出力 5.5kw, モーター回転数 1730 r.p.m である。ブーリの直径比が 1/2 になっているので主軸回転数は 346 r.p.m となるが、ストロボによる実測値 ± 330 r.p.m 程度で実際に打つと 5 回転ほど落ちる。ダイスの長さは 150mm で 98mm と 52mm の 2 個に分割し、同時に叩く方式のもの（2 つ型）と 150mm を等分に 3 個に分けバッカも 3 個に分割し、さらにバッカのカーブを変えて時期調整をし、1 個叩くときは他の 2 個は遊び状態になるようにしたもの（3 つ型）の 2 通りを採用した。

2 つ型の場合にはバッカが一つであるので機械より 1 m 離れたところで測定した騒音は 70 ホンであるのに比べ、3 つ型は 90 ホンと非常に高い。またバッカの取替および型の調整は 2 つ型の方がすこぶる容易である。しかし成型に要する時間は 3 つ型の方が短くなる。

当機の加圧力はヘルツの弾性接触応力理論²⁾から計算するとつぎのようになる。

$$T_p = 0.591 \sqrt{\frac{P}{l}} \left(\frac{E_1 E_2}{E_1 + E_2} \right) \left(\frac{R_1 + R_2}{R_1 R_2} \right)$$

T_p : 単位当たりの平均応力

P : 加圧力

l : バッカとローラの接触長さ

E_1 : バッカ材のヤング係数

E_2 : ローラ材のヤング係数

R_1 : ローラ半径

R_2 : バッカの頂点半径

加圧力 P は 24 ton になる。一方加工に必要な加圧力をつぎの計算式から求めると

$$P = PMF \times P' \times \frac{l \times (D+d)}{2}$$

P : 加圧力

PMF : 加工に際してダイス内を流れ伸長するとき

に生ずる排除抵抗の倍率

P' : $D \sim d$ へ加工する際の平均加工硬化度即ち、平均直径附近における 2 次元変形抵抗値

l : 伸ばされた長さ

D : 元の直径

d : 先の直径

49 ton 程度になり、能力的にいくぶん不足しているようである。今後自動化を進めていくためにはもう少し大きな能力のものが望まれる。なお PMF が摩擦係数によって値が相当かかるので、摩擦係数を小さくすることが望ましく油等による潤滑が望ましい。

4. 試料と実験方法

4.1 試 料

試料は粗やすり 5 回の丸やすりになるまで 5.5 mm 長さ 175 mm の材料を用いた。この素材による製品の形状寸法は図 1 のとおりである。試料は球状化焼なましが施

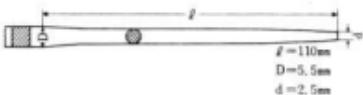


図1 製品形状図 2 送り経路（2 つ型）

され HSB 90~97 のものを使用した。試料の化学成分は表 1 のとおりである。試料の組織を写真 2 に示す。

表1 試料の化学成分

C	Si	Mn	P	S	Cr
1.41	0.28	0.39	0.006	0.007	0.31



写真2 素材組織

4.2 2つ型による実験

試料の送り装置には直流ギヤモーター15W、ギヤ回転数2~60r.p.mのものを使用し、モーター軸に15歯数のスプロケットをつけチューンで60歯数のスプロケットに連結した。送り状態を観察するため記録計を送りと直角にchartさせ記録するとともに送り経過をみるため途中で止めてその状態を観察した。先端部の割れ発生を防止するため試料先端の形状を変えて成形を試みた。成形後のものについては各部分のかたさを測定し、送り速度および各部分の影響について分散分析を行い、加工硬化におよぼす因子を調べた。

4.3 3つ型による実験

2つ型と同様の実験を行った。

4.4 切削性能試験

従来の熱間成形によるやすりとロータリースエーランによるやすりとの切削性能を島津式やすり切削試験機で比較した。

5. 結果および考察

5.1 2つ型による送り経過および送り速度による影響

送りの状態は図2のように①から⑤までほとんど一定の速度で送られるが②から⑤にかけては送り速度が急激に下がる。送り途中の試料の加工状態をみるために①~⑤の間を約2mm/secで送り①~⑤の各点の状態を観察した結果を写真3に示す。⑤の位置で送りは停止され、このときの状態は先端径2.5mmφ、加工長さ108mmで製品として十分でなく、⑤の点以後20sec~30sec以上の時

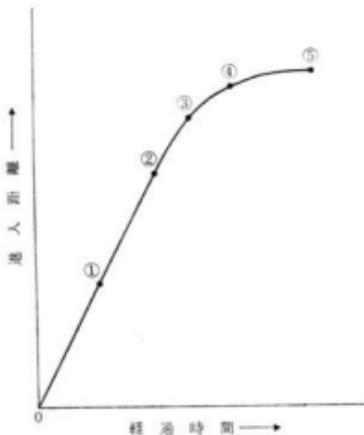


図2 送り経過(2つ型)



写真3 送り途中の加工状況(2つ型)

間が必要と思われる。

送り速度の影響を調べるために1.5~1.8mm/sec, 4.5mm/secおよび8.7mm/secの各速度における試料の加工状態を観察し、その結果を表2に示す。送り速度がは

表2 送り速度による影響

送り速度 (mm/sec)	加工部の長さ (mm)	先端の径 (mmφ)	備考
1.5~1.8	134~140	2	—
4.5~5	105~108	3	—
8.7	82~84	4	先端より3mm附近までかえりあり

やくなるにつれて加工部の長さは短く先端の径も太くなっている。このやすりの加工部の長さは最低110mmは必要で、寸法補えまた先端部の異常を除くために120mm程度は必要と思われる。この実験では1.5~1.8mm/secの場合のみ必要長さを用いたが、もう少しはやくても差支えないであろう。

5.2 2つ型による素材の先端形状と鍛造加工後の外観形状について

素材の形状が角であるためそのまま伸ばすと先端に欠陥を生ずるおそれがある。それゆえ表3の左側のような形状で伸ばしを行いその結果を観察した。

表3の①は素材形状のまま加工したもので伸ばされた長さは120~130mmと比較的長いが、先端より5~10mmまでの間に傷が認められた。②③④⑤については先端を研削加工したのち鍛造したもので②は先端より4mm附近に円周方向の割れが認められたが、その他のものについては割れがみられなかった。しかし③⑤のように細くすると鍛造不十分で研削加工の状態が残され、加工部の長さも短くなる。これは先端部の容積不足が原因と思われる。素材の先端部を3mmφとし、10mm程度をテーパーにしたのが一番よいようである。

5.3 3つ型による送り経過および送り速度による影響

送り経過を図3に示す。①~④までを送り速度2mm/secで送った際の各点における加工状態を写真4に示

表3 素材の先端形状と鍛造加工後の状態（2つ型）

素材の先端形状	鍛造加工後の形状・外観		
	加工部の長さ(mm)	先端の直径(mm)	割れの有無
① □	120~130	2	先端より5~10mmに割れ発生
② □	125~127	2	先端より4mm附近に割れあり
③ 4φ	125~128	2	先端部割れ傷なし
④ 2.5φ	115~122	2.2~2.5	先端部の割れおよび傷の発生はみられない
⑤ 3.5φ	103~107	2.5	先端部に割れおよび傷の発生はみられないが先端より2~4mmは加工されていない部分がある

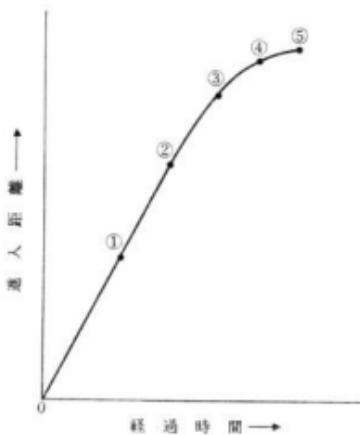


図3 送り経過（3つ型）

す。④~⑤間における加工度は大きく、この間の時間はかなり影響するものと思われる。⑤以上は送りのかからない状態で打たれ、時間が長くなるにつれて先端に割れ

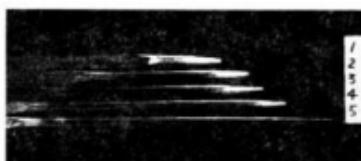


写真4 送り中の加工状況（3つ型）

が発生する傾向があり。試験片取出しのタイミングのとり方が重要である。試験片の加工される過程において送り速度は刻々と変化しているので正確な送り速度の表現は困難であるが、①~④までの平均速度で 1.3 mm/sec, 3.6 mm/sec, 8 mm/sec, 10.5 mm/sec の 4段階に変化させ、各速度における状態を観察した。加工された部分の直径を長さ方向10mmごとに測定し、図4に示す。伸びにあまり差はみられないが、各部の直径は速度が速いほど柄に近い部分において多少太くなっている。試験片の表面状態は各速度とも良好で差は認められないことから、この4段階の速度いずれを採用してもよく、加工時間は 10.5~11mm/sec で 7~10秒、8 mm/sec で 13~15秒、3.6 mm/sec で 25~36秒となり 2つ型にくらべ加工時間

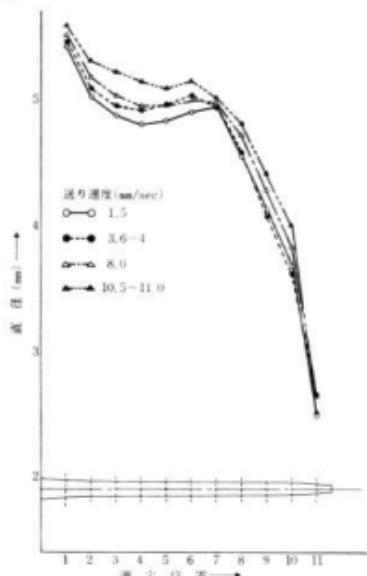


図4 送り経過と径の関係(3つ型)

表4 素材の先端形状と鍛造加工後の状態(3つ型)

は短縮できる。

5.4 3つ型による素材の先端形状と鍛造加工後の形状について

表4の①は素材形状のまま加工したもので先端は十分たたかれて写真5にも示すように先端より20~25mm附近

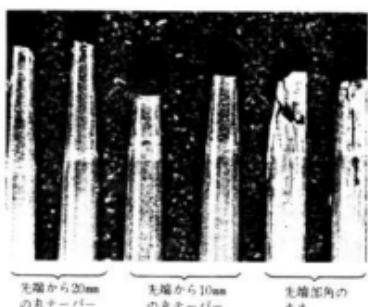


写真5 先端形状の違いによる加工後の変化(3つ型)

まで大きな割れが発生している。⑦⑧⑨は先端より10mmまでを研削加工したもので⑦⑧においては先端部に割れが発生し、十分なものとはいえない。⑩⑪は比較的良好

素材の先端形状	鍛造加工後の形状・外観		
	加工部の長さ(mm)	先端の直径(mm)	割れの有無
① □	100~110	4	先端より20~25mmまで緩割れがみられる(写真3)
② ◇	120	3	先端より40mmまで傷および割れが認められる
③ ○	120	2	先端より30~40mmまで割れあり
④ ◎	120	2	送りの止まった状態でしばらく置くと先端より4~5mmまで傷および割れが発生する(写真3)
⑤ ●	115~120	2	逆送りの時点によって先端より3mmまでに割れが発生することもある(写真3)

なものが得られるが、送りの止まった状態で10秒以上保つと先端より3mm程度割れおよび傷が発生する。3つ型の場合は先端より10mm以上は丸く加工し、先の細い方が有利である。

5.5 加工硬化に及ぼす因子

加工硬化工に及ぼす因子としては加工される度合および加工速度が考えられるので、加工された部分の表面かたさをマイクロビッカースで測定し、加工比(鍛造比)ならびに送り速度との関係について分散分析を行った結果を表5、表6、図5、および図6に示す。送り速度の影響はみられず加工比のみが影響をおよぼしておらず、加工比があることによってかたさもあがってきていている。素材かたさは Hv 200~230 であるが加工されることによって先端部は Hv 400以上になる。このままで切りは可能であるがタガネの寿命を短くし、また製品が折れる恐れもあるので低温焼なましをすることが望ましい。

表5 分散分析結果(2つ型)

要 因	S	ϕ	V	F ₀
場 所 B	12972	3	38916	111.73***
速 度 V	856	1	856	2.46
交互作用 B × V	350	3	117	0.33
E	27865	8	348	

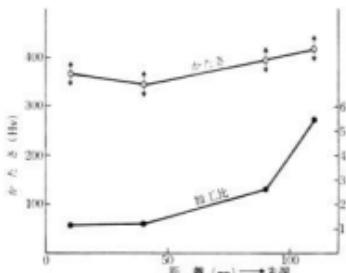


図5 加工比とかたとの関係(2つ型)

表6 分散分析結果(3つ型)

要 因	S	ϕ	V	F ₀
場 所 B	126102	3	42034	29.17**
速 度 V	5045	2	2522.5	1.75
交互作用 B × V	10195	6	1699.2	1.18
E	17289	12	1440.8	

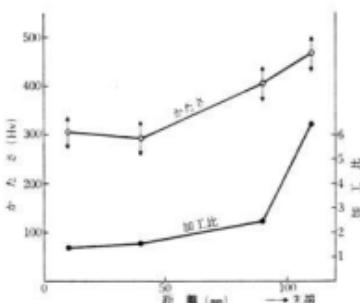


図6 加工比とかたとの関係(3つ型)

5.6 切削性能

島津式やすり切削試験機を使用し切削荷重1.5kgと2.5kgとし、被削試験材 HeC 40、ストローク50mmの条件でロータリースエージング加工をした製品と従来の熱間成形による製品についての切削性能を比較した。結果を図7に示す。両荷重ともロータリースエージング加工の製

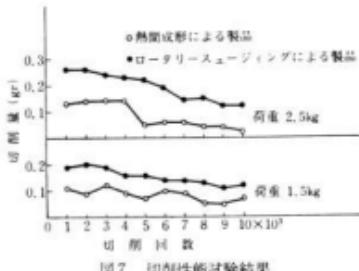


図7 切削性能試験結果

品の切削量が多く、表面の加工硬化による目的立ち方が影響していると思われるが、この点については再度実験を行う予定である。

6. 結 言

(1) 2つ型に比較して、3つ型は騒音が大きく、型の調整も困難であるが、送り速度を速くできるので加工時間を短縮できる。

(2) 2つ型の場合の送りは、送りが止まってしばらく保持しておくことによって、伸びを増すことができるが、3つ型の場合には送りが止まって保持することなくもどさなければならない。

(3) 素材の先端形状については、2つ型、3つ型いずれもある程度丸く研削しておく方が先端に割れを生じにく

くい。

(4) 加工硬化に及ぼす因子として送り速度は関係なく、加工度による影響が大である。

以上の結果より、送り条件ならびに素材の先端形状を適当な条件にすればロータリースエージングによるやすりの冷間成形は可能であることがわかったが、現在の粗やすり丸については、角材を丸形に成形することあるいは高炭素鋼として冷間による加工限界を越えることなどから工程上に問題がある。むしろ丸材を丸形に加工する丸やすりの先端しづりあるいは製品の品質上あまり問題

のない柄の部分の成形等に利用した方がよいように思われる。

おわりに、本研究に関してご指導いただいた工業技術院機械技術研究所田村エネルギー加工課長ならびに第二吉田記念鉄工所、また研究材料についてご協力いただいた広島県鍛工業協同組合に厚くお礼申し上げます。

文 献

- 志津野、左合：塑性と加工10 (1969) 716
- 潤滑便覧編集委員会編：潤滑便覧 (1961)

1
小
た
15
し
的
され
こ
工法
でき
少
れ、
響
にあ
こ
がら
そ
物語
素材
にて

2-
—
SW
て、

本
SW
冷間

塑性加工に関する研究(第11報)

小ねじのすえ込み性について

土取功, 加城正義

1. 緒 言

自動車工業およびその関連中小企業においては、特に小物の製造には徹底した合理化と大量生産が要求されるため、冷間鍛造法の採用は積極化の傾向にある。

小ねじやボルト等は、軟鋼線材 SWRM 6 あるいは S 15C ~ S 30C を用い、円柱状素材の一部を軸方向に圧縮し、材料を軸と直角方向に捻げるすえ込み加工法の代表的なものであるコールドヘッディングという作業名で生産されている。

この方法は加工硬化を利用する安価で生産性の高い加工法であり最近では一分間に数十個以上、自動的に生産できる各種プレスが普及している。

小物部品を冷間すえ込み加工する場合、荷重、割れ、挫屈等の鍛造性や製品の表面状態、寸法精度等に影響する要因は、一般に素材の塑性的性質と治金学的性質にある。

このように材料特性との関連性は重要な問題でありながら、適切な資料が少ない。

そこで県内で多く生産されている自動車用部品等の小物鍛造品技術の指導資料を得ることを目的として、素材の性質と小ねじを冷間すえ込む場合のすえ込み性について実験した結果を報告する。

2. 素材および実験方法

2.1 素材の性質について

一般に特殊丸小ねじなどは軟鋼線材 (JIS規格 SWRM6 又は SWRM8) を必要な径に線引き加工して、素材にする場合がほとんどである。

表1 試料の化学成分(%)

C	Si	Mn	P	S
0.07	—	0.29	0.012	0.017

本研究では表1に示すような化学成分で JIS 規格 SWRM6 に相当するものを使用し、5.5φから4.3φに冷間で伸線加工(断面減少率9%)したものと、伸線加

工途中に700°Cで中間焼なましを行なったものと2種類の素材について、機械的性質および結晶粒度などの性質を検討した。

2.1.1 断面かたさ

伸線素材ならびに伸線中間焼なまし素材の断面かたさと伸線素材を各温度で加熱して、残留応力を除去したものとの断面かたさを図1に示す。

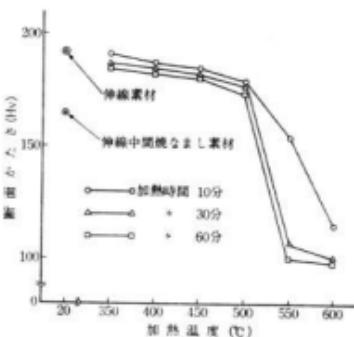


図1 伸線素材の加熱温度と断面かたさの関係

断面かたさは加熱温度が高くなると徐々に低下する。また加熱保持時間10~60分の間では、長いほど断面かたさは低下する。しかし冷間鍛造の素材表面の清浄度からは酸化スケール附着しない450°Cまでが限界である。加熱保持時間もできるだけ短時間で適当な断面かたさが得られるよう、選ぶのが工業的であろう。

また図1から、伸線中間焼なまし素材の断面かたさは、Hv160~170で、これは伸線素材を550°Cで10~30分加熱したかたさに相当している。したがって冷間鍛造品の素材かたさの調整は、伸線中間時に行なう方が有利である。

2.1.2 引張り強さおよび伸び、絞り

伸線素材および伸線中間焼なまし素材の引張り強さと伸線素材を各温度で加熱した材料の引張り強さ、ならび

に伸び、絞りの関係を図2に示す。一般に伸び、絞りは延展性の目安とされており、加熱温度の上界とともに引張り強さは低下し、伸び、絞りは上昇している。

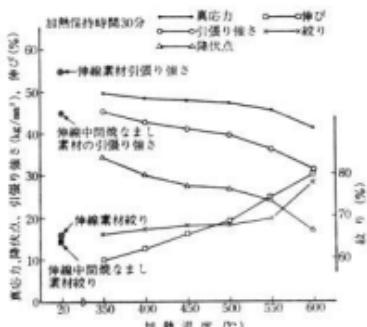


図2 伸線素材の加熱温度と機械的性質

2.1.3 結晶粒度

冷間すえ込み性に対しては機械的性質のほかに素材結晶粒の大きさが影響することが考えられる。結晶粒が大きくなると、材料は軟かくなり、すえ込み寸法精度はやすくなるが、工具に当らない成形表面部分の肌あれが著しくなるといわれている¹³⁾。

写真1は伸線素材ならびに伸線中間焼なまし素材の試料断面の組織で結晶粒度番号6番および3~4番を示す。伸線素材を各加熱温度で処理したものについては、550°C以上では再結晶しているが結晶粒度は伸線素材と変わらない。中間焼なまし素材は大きく成長したフェライト結晶粒が最終伸線で再びつぶされている。

2.2 試料の変形抵抗

変形抵抗は材料を変形させるために必要な単位面積当たりの力である。これは加工力を決定する因子であり、最

適性の目安となるものである。変形抵抗は加工様式によつて異なり、材料組織によつても異なる¹⁴⁾。

すえ込み加工では割々のひずみに相当する変形抵抗が加工力を決めるから、本研究では一定ひずみ速度で材料を圧縮できる塑性加工変形抵抗試験機（カムプレストメーター）で測定した。

本研究では、小ねじの加工に先立ち伸線素材および伸線中間焼なまし素材について、単純圧縮の際のひずみ速度がすえ込み力（変形抵抗）に及ぼす影響を測定した。また、小ねじの加工様式と近似させるため、図3のように試料の下部を拘束し、対数ひずみを1.549とした。試験条件を表2に示す。

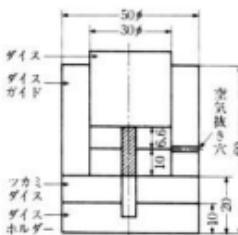


図3 単純すえ込み型

表2 単純すえ込みの実験条件

試 料	伸線素材、伸線中間焼なまし素材
ひずみ速度	1, 4, 7, 10, 13 1/sec
潤滑	グリース
すえ込み度対 (数ひずみ)	1.549

2.3 小ねじのすえ込み実験

2.3.1 すえ込み型について

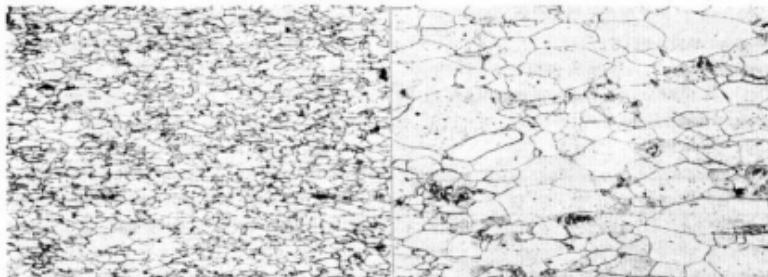


写真1 試料の組織写真

すえ込み型は加工部の長さが長いため、2工程に分割し図4に示すように第1工程は挫屈を防ぐためにインジェクション式のすえ込みとし、第2工程で仕上げ打ちを行うようにした。この型による工程変形を図5に示す。

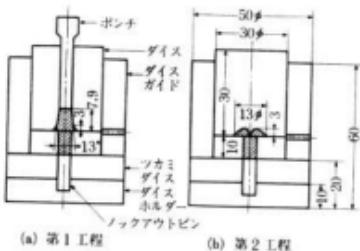


図4 丸小ねじ用單ダイス二度すえ込み型

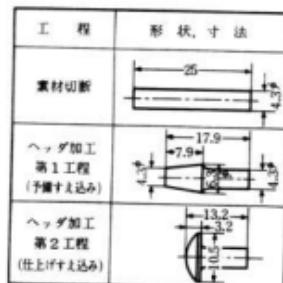


図5 冷間すえ込み実験の各工程変形図

なお第1工程および第2工程ダイスはSKD11をHRC60に、つかみダイスとダイスガイドはSKD6をHRC60、またボンチとノックアウトピンはSKH9をHRC60にそれぞれ調質して使用した。

2.3.2 小ねじのすえ込み条件

第1工程を対数ひずみ0.641とし第2工程目を対数ひずみ1.546として成形した。試験条件を表3に示す。

表3 型すえ込みの実験条件

試 料	伸線中間焼なまし材、伸線材 伸線熱処理材(350, 400, 450, 500, 550, 600, °C, 時間10, 30, 60分)
ひずみ速度	1, 4, 7, 10, 13 1/sec
潤滑	グリース、ラン酢鉛皮膜処理
すえ込み度 (対数ひずみ)	第1工程: 0.641 第2工程: 1.546

3. 結果および考察

3.1 単純圧縮

一般に材料を加工変形させる場合、加工条件として、ひずみ速度、対数ひずみが大きくなれば、また材料特性として硬さが高くなれば変形抵抗は大きくなると考えられる。図6は単純圧縮の場合の伸線素材および伸線中間焼なまし材の変形抵抗におよぼすひずみ速度の影響を表わしたものであるが、ひずみ速度の影響はほとんどみられず、ほぼ水平に一直線である。また素材の違いによる変形抵抗の差もほとんどなく、両者とも変形抵抗は68~72 kg/mm²である。

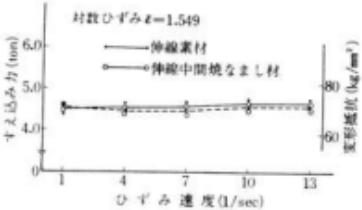


図6 すえ込み力におよぼすひずみ速度の影響

ひずみ速度上昇の効果として考えられることは、第1に材料自体の変形抵抗の増加、第2に材料試片の断熱的温度上昇、第3に工具と材料間の摩擦の減少が上げられる¹⁾。図6においても第2、第3の事が、変形抵抗がひずみ速度と共に上昇しない理由として考えられる。

3.2 小ねじのすえ込み

図4において示した型を用いて、第1工程、第2工程のひずみ速度とすえ込み力の関係を表わしたのが図7である。図7の第1工程のすえ込み力は2.0~2.3 ton で

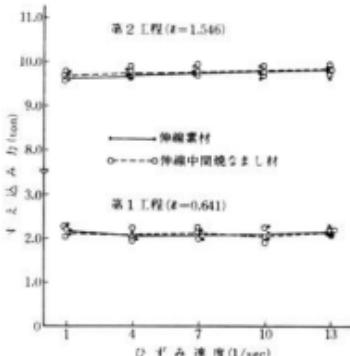


図7 すえ込み力におよぼすひずみ速度の影響

あり、第2工程では9.5~10.0 tonで第2工程のすえ込み力が第1工程に比べて比端的に高くなっている。ここでもひずみ速度の影響は第1工程第2工程ともみられず、また、伸線素材と伸線中間焼なまし素材のすえ込み力の差もみられない。

図7で示されたひずみ速度とすえ込み力の関係からも明らかなように、かたさの異なる伸線素材と伸線中間焼なまし素材のすえ込み力の差がほとんどみられなかった

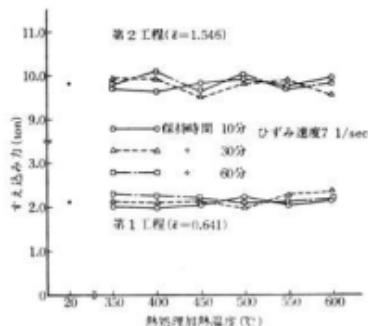


図8 加工圧力におよぼす熱処理加熱温度の影響

が、図8に示した熱処理温度とすえ込み力の関係でもすえ込み力は第1工程が2.0~2.4 ton、第2工程が9.4~10.0 tonで、ほぼ水平に一直線で熱処理温度の影響はみられない。従って熱処理と対応するかたさもすえ込み力に影響をおよぼさないことになる。このことはすえ込み部分の体積の変動などが大きく影響していることを示すものと考えられる。

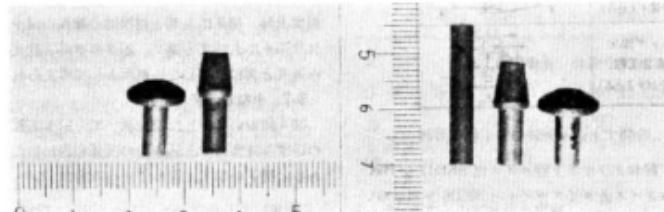
写真2は伸線素材と伸線中間焼なまし素材の工程変形写真で、両者に表面状態の大きな差は認められない。

写真3は写真2の縱断面マクロ組織である。鍛造線は伸線素材よりも伸線中間焼なまし素材の方が切れや乱れが少なく良好である。

3.3 滑滑について

本実験のように材料を強加工する場合、被加工材料の表面状態、特に潤滑が最適性におよぼす影響は大きいと考えられる。そこで潤滑としてグリースとリン酸鉛皮膜処理はコスト的にも安価で潤滑として有効な表面処理として被加工材料によく使用される。リン酸鉛皮膜処理した材料のひずみ速度とすえ込み力の関係を図9に示した。

一般にリン酸鉛皮膜処理を施すことによって、金属と金属の接触を高い加工圧力まで防止し、摩擦を減じて材料の移動を容易にし、強加工を可能にすると考えられ



(a) 伸線素材 (b) 伸線中間焼なまし素材
写真2 工程変形



(a) 伸線素材 (b) 伸線中間焼なまし素材
写真3 マクロ組織写真

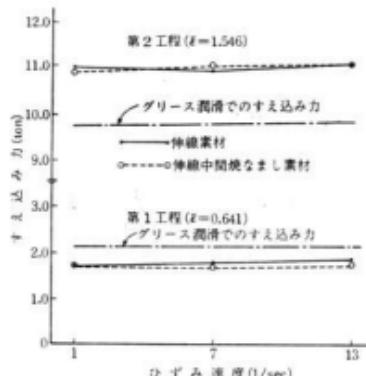


図9 リン酸亜鉛皮膜処理材のすえ込み力におけるひずみ速度の影響

ている。

図9ではグリース潤滑を行った図7の場合と比べて、すえ込み力が第1工程では0.4~0.5ton低くなっている。第2工程では逆に2.2ton近く高くなっている。特に第2工程終了の製品について形状を観察すると、小ねじの頭部の径が、リン酸亜鉛皮膜処理しないものに比べて、0.7~0.9mm大きくなっている。こういう現象は第1工程と第2工程の型の形状によって表われると考えられる。第1工程では材料の移動を拘束する面は軸方向に対して小さい角度のため、リン酸亜鉛皮膜処理しないものに比べて、潤滑の効果が表われたためと考えられ。第2工程では、材料の移動を拘束する面は軸に対して直角に近い角度で、拘束面では、潤滑の効果で材料は広がりやすく、すえ込み力が大きくなる原因の一つとしては、その広がった材料を軸に対して直角に近い角度で圧縮する様式をとるためであると考えられるがその機構については今後の課題の1つでもある。

3.4 すえ込み力について

工程分割のレイアウト、工具強さとの関係、使用する機械容量に一致するかどうか、ということから冷間鍛造に限らず塑性加工の成形計画の過程でその基礎となる加工力を予想することは不可欠な事項である。そこで加工力を理論式と的一致をみるかどうか試みた。

理論式の加工力Pは円板の単純圧縮の理論式に Billigmannの頭形補正係数αを乗じた式

$$P = K_f \left(\frac{\pi}{4} d^2 \right) \left(1 + \frac{\mu}{3} \frac{d}{l} \right) \cdot \alpha - (1)$$

(1)を使用した。

μ : 材料とすえ込み工具間の摩擦係数

K_f : 材料の変形抵抗

l, d : すえ込み加工後の材料高さと直径

α : 頭形補正係数 (Billigmann)

μ を0.1とし頭形補正係数1.4として l, d にそれぞれの数値を代入し、 K_f として図6で示されている値を代入して計算すると9.5~10.5tonとなり大体実験値と一致することがわかった。

また(1)より、加工圧力はその材料の変形抵抗と、小ねじ頭部の投影面積に大きく影響されることがわかる。

4. 結 言

本実験はSWRM6(JIS規格軟鋼材)を使用し、標準的な单ダイ二度打ちヘッダーを試作し、材料特性と小ねじのすえ込み性について研究した。これらの結果を要約すると、つぎのようになる。

(1)すえ込み力は本研究の範囲内ではひずみ速度や材料かたさの影響を受けない。

(2)伸線中間焼なましを行ない、かたさを Hv 160程度とし、フェライト結晶粒を大きく調整した材料は、製品の表面状態も伸線材とほとんど変わらず、鍛造線も良好であることが知られた。従って、冷間伸線後に熱処理するよりも、中間焼なましを行なった材料を使用すれば、総合的な良品が得られる。

(3)潤滑剤としてグリースとリン酸亜鉛皮膜処理したものでは、リン酸亜鉛皮膜処理したものは、すえ込み力のばらつきがなく、材料の移動が容易に行なわれていることが認められた。

(4)すえ込み力は理論式で求めた値とよく一致することから、軟鋼材では変形抵抗を求める必要がない。

おわりに、試験片について協力いただいたカジウメ工業㈱にお礼申し上げます。

文 献

- 1) 工藤、青井：金属材料、No. 5, Vol. 7(1967) p. 12
- 2) 荒山、加城：本報告
- 3) 荒山、加城：〃
- 4) 大森：日本機械学会誌、No. 653, Vol. 76 (1973), p. 19
- 5) 鈴木：塑性加工(1967)
- 6) 塑性加工研究会：プレス便覧(1972)

めっき工場廃水処理スラッジについて(その5)

めっきスラッジの有害物溶出に関する一実験

清水加津子、酒井 隆司、清水 達磨

1. 緒 言

広島県下には、100を越すめっき工場があり、これらは厳しい監視のもとに、廃水処理を行なっている。そのため、シアン、6価クロム等の有害物を含む大量のスラッジが生成し、この処分に困窮しているのが現状である。

これらのスラッジは、環境庁告示第13号(昭和48年3月1日実施、昭和49年3月10日一部改正)に定められた検定方法(以下「検定方法」と記す)により、シアン、6価クロム、カドミウム等の有害物質を測定し、その結果にもとづく処分方法が義務づけられているが、現実には、二次公害の発生を予想して、簡単に埋立等の処分もできず、工場内に蓄積したり、多大の費用をかけて、処理業者に処分を依託している。スラッジ対策としては、焼却、セメント固化、山元還元等の研究がなされているが、いまだよい方法は見あたらないようである。

ここでは、県下のめっき工場10社のスラッジについて、実態を調査するため、「検定方法」にしたがい、シアン、6価クロムの溶出量を測定した。スラッジ中に含まれるシアン、6価クロムの挙動を調べるために、スラッジに更に、KCN又はNaCNおよび $K_2Cr_2O_7$ を加え、溶出試験中の減量を調べた。

2. 実験方法と結果

2.1 めっき工場スラッジの有害物検定試験

めっき工場廃水処理スラッジからの有害物、とくに、シアン、6価クロムの溶出状況を把握するため、県下10社のめっき工場のスラッジを「検定方法」により試験した。なお本報告のシアン、6価クロムの定量は、とともにJIS-K-0102の方法にしたがい、シアンはビリジンービラゾロン吸光度法、6価クロムは、ジフェニルカルバジド吸光光度法により定量した。スラッジの排出工場の特徴および廃水処理方法を表1に、溶出シアンを図1、溶出6価クロムを図2に示す。

この結果、有害物の溶出は意外に少なく、シアンは10社中1社のみ基準の1 ppmを越す3 ppmを示し、6価クロムは、1社のみ基準の1.5 ppmで、その他は基

準以下であった。これらの結果は、予想に反して、低い値を示し、検定試験中、何らかの原因で減少あるいは不溶出化していると考えられる。これを確認するため、次の実験を行なった。

表1 供試スラッジ

工場№	めっきの種類	廃水処理に於ける中和剤
1	青化亜鉛	NaOH
2	亜鉛、アルミニダイキャスト上 の銅、ニッケル、クロム	NaOH
3	青化亜鉛	NaOH
4	青化亜鉛、溶融亜鉛メッキ (酸洗による鉄分多し)	NaOH
5	銅、ニッケル、クロム、青化 亜鉛、錫、化成処理	NaOH
6	銅、ニッケル、青化亜鉛、錫 青化銅、化成処理	NaOH
7	青化亜鉛、工業用クロム(酸 洗による鉄分多し)	NaOH
8	青化亜鉛	NaOH
9	青化亜鉛	NaOH
10	青化亜鉛、ニッケル、黒染 (酸洗による鉄分多し)	NaOH

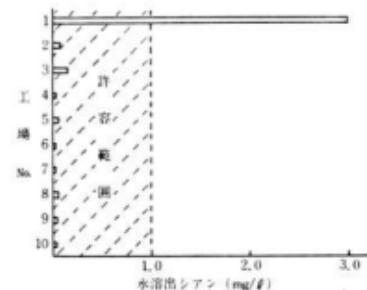


図1 めっきスラッジの溶出シアン

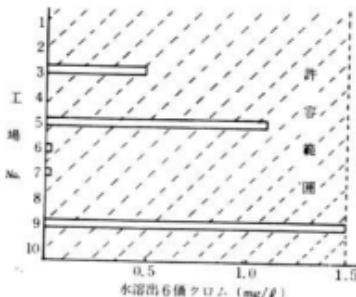


図2 めっきスラッジの溶出 6価クロム

2.2 混合スラッジの検定試験による溶出シアン、6価クロムの変化

スラッジ中の含有物によるシアンの錯化および酸化分解、6価クロムの還元、遊離等を検討するため、10社のスラッジを混合して調製した混合スラッジ試料に、NaCNおよび $K_2Cr_2O_7$ を、それぞれ 10 $\mu g/g$ 、100 $\mu g/g$ 、10000 $\mu g/g$ 添加し、「検定方法」により振とう溶出操作を行なったもの、溶出液の pH、シアン、6価クロムを測定した。試験操作は、振とう溶出時間を一部3時間とした以外、すべて「検定方法」にしたがった。この結果を表2に示す。

この結果、次のことを知見した。

(1)溶出液のpHは混合スラッジで8.1、NaCN、 $K_2Cr_2O_7$ を、シアン、6価クロムとして各 10000 $\mu g/g$ 添加したスラッジで8.5と、中性に近い。

(2)シアンは、10000 $\mu g/g$ 添加スラッジで、計算溶出量の6分の1と、著しく減少している。

(3)6価クロムは、10000 $\mu g/g$ 添加スラッジで、計算溶出量の4分の1と、シアンに比べ、減少量は少ないもの

の、その差は大きい。

(4)振とう時間の影響をみるため、1000 $\mu g/g$ 添加スラッジを10分振とう溶出したが、その影響は小さい。

(5)10000 $\mu g/g$ 添加スラッジを作成後1ヶ月放置後では、6価クロムはあまり変化しないが、シアンは極めて著しく減少している。

2.3 振とうの影響による溶出シアン、6価クロムの変化

スラッジ中のシアン、6価クロムが振とう操作によって、スラッジと苛酷な接触により、短時間のうちに変化する要素を見いだすため、次の実験を行なった。

2.3.1 スラッジの存在による溶出量の変化

スラッジが溶出シアン、6価クロムに影響を与えているか調べるために、次の実験を行なった。その結果を、表3、表4に示す。

このことから、100 $\mu g/g$ 添加スラッジ、10000 $\mu g/g$ 添加スラッジについては、次のことがいえる。

(1)スラッジ中の添加シアン、6価クロムは、溶出に際し、計算値に比し、溶出量が非常に減少している。

(2)スラッジが存在しない場合、シアン、6価クロムは振とうにより、シアンは少し減少するが、6価クロムは全く減少していない。

2.3.2 珪砂の存在による溶出量の変化

スラッジ中の物質が振とう時、溶出シアン、6価クロムに影響を与えることがわかったが、スラッジが、シアンおよび6価クロムに対してどのように作用しているかを調べるために、次の実験を行なった。ここで珪砂は、 SiO_2 95.6% のものを微粉砕して用いた。その結果を表5に示す。

このことから、次のことがいえる。

(1)珪砂中、シアン、6価クロム添加(表5、No.1)、スラッジ中シアン、6価クロム添加(表4、No.1)の場合、シアンの溶出は、計算値の2分の1に減少してい

表2 混合スラッジ、添加スラッジの溶出

No.	試 料	振 と う 時 間	溶 出 液 pH	溶出シアン mg/l		溶出6価クロム	
				計 算 値	測 定 値	計 算 値	測 定 値
1	混 合 ス ラ ッ ジ	6 時 間	8.1	/	0.02	/	0.82
2	添 加 ス ラ ッ ジ 10 $\mu g/g$	タ	8.03	1.27	0.02	1.72	0.94
3	100 $\mu g/g$	タ	8.1	12.52	0.09	9.82	1.82
4	10000 $\mu g/g$	タ	8.53	1250	217.2	900.8	200
5	10000 $\mu g/g$	10分振とう 30分静置	8.56	1250	194.0	900.8	182
6	10000 $\mu g/g$	6 時 間	—	1250	0.02	900.8	280

表3 スラッジ存在による溶出量の差(添加 CN, Cr⁶⁺ 100μg/ 添加試料 g. の場合)

No.	試料 (スラッジ) gr	添加試薬量		水 (pH 5.9) ml	振とう 時間 hr	溶出液 pH	溶出シアン mg/l		溶出6価クロム mg/l	
		KCN mg	K ₂ Cr ₂ O ₇ mg				計算値	測定値	計算値	測定値
1	20	5.0	5.7	200	3	8.20	10.02	0.57	10.82	1.86
2	0	5.0	5.7	200	3	8.11	10	8.13	10	10.2

表4 スラッジ存在による溶出量の差(添加 CN, Cr⁶⁺ 10000μg/ 添加試料 g. の場合)

No.	試料 (スラッジ) gr	添加試薬量		水 (pH 5.9) ml	振とう 時間 hr	溶出液 pH	溶出シアン mg/l		溶出6価クロム mg/l	
		KCN mg	K ₂ Cr ₂ O ₇ mg				計算値	測定値	計算値	測定値
1	19	500	570	200	3	8.86	1000.02	468	1000.82	343
2	0	500	570	200	3	9.39	1000	829	1000	1025

表5 珪砂存在による溶出量の差(添加 CN, Cr⁶⁺ 10000μg/ 添加試料 g. の場合)

No.	試料 (珪砂) gr	添加試薬量		水 (pH 5.9) ml	振とう 時間 hr	溶出液 pH	溶出シアン mg/l		溶出6価クロム mg/l	
		KCN mg	K ₂ Cr ₂ O ₇ mg				計算値	測定値	計算値	測定値
1	19	500	570	200	3	9.72	1000	515	1000	1035
2	19	500	0	200	3	10.45	1000	903	—	—
3	19	0	570	200	3	5.00	—	—	1000	1025

る。

(2)珪砂中シアン添加(表5, No.2), スラッジ不在のシアン, 6価クロム(表4, No.2)の場合には, 溶出液のpHのちがいは多少あるが, シアンはあまり減少していない。

(3)珪砂中, 6価クロム添加(表5, No.1 および No.3), スラッジ不在のシアン, 6価クロム(表3, No.2 および表4, No.2)の場合は, 6価クロムは減少していない。

(4)スラッジ中, 6価クロム添加(表3, No.1 および表4, No.1)は, 6価クロムはよく減少している。

(5)以上のことから, 溶出シアンの減少には, スラッジの物理的作用と, 6価クロムの存在による影響を考えられ, 溶出6価クロムの減少には, スラッジ中の物質が化学的に作用していると考えられる。

3. 総 論

(1)以下めっき工場より排出されるめっきスラッジは, 帝研庁告示第13号の「検定方法」によって試験した結果, 溶出シアン, 6価クロムとも, ほとんど基準以下であった。

(2)10社混合スラッジに, シアン, 6価クロムを添加したスラッジについて, 「検定方法」にしたがい, 溶出実験を行なうと, シアン, 6価クロムとともに, 計算溶出量に反して低い測定値を示した。

(3)スラッジ中に存在するシアン, 6価クロムは, 振とう溶出操作のさい, スラッジ中の物質の影響をうけて減少する。

本実験のため, めっき工場スラッジ試料の提供をいたいたいた。県公害对策室の青森, 門田両氏に感謝します。

めっき排水中の鉄シアン錯イオンの沈殿処理に関する研究

酒井 隆司, 清水達磨

1. 緒 言

排水規制の強化にともない、めっき工程の非シアン化はかなり進展したもの、鋼ストライク、亜鉛めっきは、作業性、生産性、品質等の面でいまだ勝てがたいものがあり、シアン浴が多用されている。めっき工程でシアン化合物を使用する場合、鉄シアン錯イオンの生成は避けられず、例えば、広島県下に多い亜鉛めっきは、低シアンあるいは中シアン濃度浴が、いまだ相当数使用されており、これらの浴にはめっき槽に落下した被膜物、切粉、陽極の一部に使用する鉄板などとシアン化合物が反応してフェロシアンイオンを生成し、鉄分として1~3g/l (CN^- として2.8~8.4g/l) 程度溶解している。

この鉄シアン錯イオンは、次亜塩素酸塩による短時間の一次、二次反応では酸化分解できないため、往々にして排水中の全シアンが規制値の1ppmを大幅に超え、これがシアン排水処理の大きな障害となっている。この対策として、アルカリ塩素処理後、第一鉄塩あるいは鋼塩を添加し、不溶性の錯塩として沈殿除去する方法があるが、適正な処理条件が明らかにされていないため、十分な処理効果が得られていないようである。

この実験では、鉄シアン錯イオンの適正な沈殿処理条件を求めるため、添加金属イオンの種類、添加量および反応時のpH値が全シアン除去に及ぼす影響を検討するとともに、実際の工場廃水を試料として実験し、二・三の結果を得たので報告する。

2. 実験方法と結果

2.1 鉄シアン錯イオンの沈殿処理

シアン (CN^-) として、10mgを含むフェロシアン及びフェリシアン化カリウムの単味水溶液490ml (CN^- として約20mg/l) に、当量以上の金属塩を加え、pHを1.0間隔で3~11に調整し、30分間攪拌後、汎過し、汎液中の全シアンをJISK 0102に準じ、ビリジン一ピラゾレン法で定量した。pH調整は東亜電波製H-S-2 A pHスケートルを用い、汎紙は、東洋紡紙 No.5 A を使用した。なお、シアン分析前の液量は500±5mlであった。

不溶性錯塩生成用の供試金属塩とその添加量を表1に示す。

フェロシアンイオン処理の実験結果を図1に示す。供試金属イオンのいずれを用いても、全シアンを1mg/l以下に処理できるが、その適正pH範囲は、金属イオンによって大きく異なる。汎液中の残存シアン濃度の上限を1mg/lとした場合、その適正pH範囲は、 Ni^{2+} 10以下、 Zn^{2+} 及び Cu^{2+} 9以下、 Fe^{2+} 6以下、 Fe^{3+} 4以下で、全般にpHが低いほど生成した不溶性錯塩の安定性がよく条件によっては、0.05mg/l以下の処理が可能である。

フェリシアンイオン処理の実験結果を図2に示す。供試金属イオン中、 Cu^{2+} 及び Fe^{2+} の添加が有効で0.1mg/l以下の処理が可能である。しかし、フェロシアンイオンと比べ、適正pH範囲がいずれも低pH部へずれている。

Zn^{2+} 、 Ni^{2+} 及び Fe^{3+} は、本実験のpH範囲では、フェリシアンイオンを沈殿処理することができなかった。

図3は、 Fe^{2+} 及び Fe^{3+} を用いてフェロシアンイオンを処理する場合の適正添加量に関して行った実験の結果である。これによると、ほぼ1.5倍当量の金属イオンの添加で十分沈殿処理できると考えられる。

2.2 工場廃水を用いた実験

実験2.1の結果をもとに、シアン化亜鉛浴を使用の全

表1 供試塩類とその添加量

金属イオン	使用塩類	添 加 量	
		当量比 塩として mg/l	金属イオンと mg/lとして mg/l
Fe^{2+}	$FeSO_4 \cdot 7H_2O$	1:5.6 1:2	397 106
Fe^{3+}	$FeCl_3 \cdot 6H_2O$	1:3 1:2	138 69.3
Cu^{2+}	$CuSO_4 \cdot 5H_2O$	1:1.5 2:2	96.3 96.3
Zn^{2+}	$ZnSO_4 \cdot 7H_2O$	1:2 1:2	128 96.0
Ni^{2+}	$Ni(NO_3)_2 \cdot 6H_2O$	1:15 1:15	112 83.7

(注) 数値上段はフェロシアンイオン処理実験、下段はフェリシアンイオン処理実験の添加量を示す。

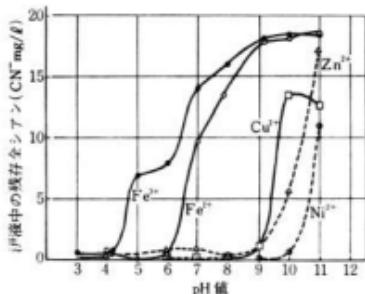


図1 フェロシアン処理におけるpHの影響

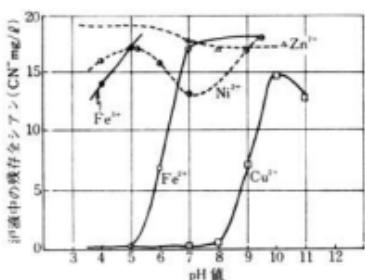


図2 フェリシアン処理におけるpHの影響

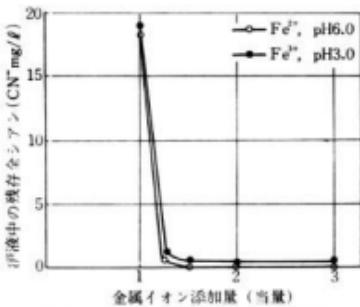


図3 フェロシアン処理（添加量の影響）

自動バレルめっき工場の原廃水を次亜塩素酸ナトリウムで一次、二次反応処理した水を試料とし、次の二つの実験を行った。なお、使用した酸化還元電位差計(ORP計)は、東亜電波製の携帯用RM-1型を用い、金属イオンの定量分析は、原子吸光光度法によった。

2.2.1 残留塩素を含む廃水の処理

原廃水5ℓをビーカーにとり、ORP計、pHスタットを用い、表2の②に示す条件でシアンの一次、二次反応を行なった。ついで多量の残留塩素を含む試料水500mlを分取し、金属塩を加えた後、pH調整し、30分間攪拌、沪過し、沪液中の全シアン、鉄および亜鉛を測定した。

実験結果を表2に示す。

表2 工場廃水処理実験結果1（残留塩素を含む廃水の処理）

試料名	処理条件	分析結果 (mg/l)				
		pH	Fe	F-CN⁻	T-CN⁻	Zn
①原廃水	処理せず	12.0	4.2	40	47	76
②アルカリ化水	NaClOによる 一次反応 pH 10.9, ORP 330~350mV 10分間 二次反応 pH 7.90 ORP 約 800 mV 30分間			—	—	—
③、④の処理水を金属イオン添加処理した水	二次反応後の水を沪過せず、分析		0.09	5.1	—	
	二次反応後の水を沪過後、分析		—	5.0	15	
⑤、⑥の処理水を金属イオン添加処理した水	Fe²⁺を1.5倍量添加 pH 7 30分間攪拌沪過、分析	—	3.7	47		
	Fe²⁺ & pH 9	—	4.5	0.52		
	Ni²⁺ & pH 10	—	5.0	0.10		
	Cu²⁺ & pH 8	—	4.1	1.7		
	Cu²⁺ & pH 9	—	4.3	0.11		

表3 工場廃水処理実験結果2(亜硫酸水素ナトリウムによる還元処理水)

試料名	処理条件	分析結果(mg/l)				
		pH	F-CN ⁻	T-CN ⁻	Zn	Fe
①原廃水	処理せず	12.0	40	47	76	42
②アルカリ塩素化処理水	NaClOによる 一次反応 pH 10.9, ORP 420mV 30分間	—	—	—	—	—
	二次反応 pH 7.90, ORP 約800mV 30分間	—	—	—	—	—
	二次反応後、沪過して分析	0.07	6.3	21	3.7	—
③還元処理水	NaHSO ₃ による還元 pH 7.6 ORP800 mV→170mV	—	—	—	—	—
	pH 7.6 30分間攪拌、沪過、分析	0.03	51	0.0	—	—
	pH 8に調整	—	—	0.03	26	0.0
	pH 9に調整	—	—	0.04	0.7	0.2
	pH 10に調整	—	—	2.7	0.2	1.3

アルカリ塩素化処理後の沪液中に、全シアンが5mg/l残存しており、これの沈殿除去を目的に、Fe²⁺, Ni²⁺, Cu²⁺等の金属イオンを添加したが、いずれも効果がなかった。

鉄シアン錯イオンは、酸化剤の存在でフェリシアンイオンとなるが、実験2.1でフェリシアンイオンに効果があった Fe²⁺, Cu²⁺もそれぞれ3.7mg/l, 4.1mg/lとわずかしか除去できず、原廃水中に多量に存在する Zn²⁺も効果がないようである。

2.2.2 残留塩素除去廃水の処理

多量の残留塩素による添加金属イオンの酸化およびフェリシアンイオンとなっているため不溶性の鉄錯塩生成が抑えられていることが考えられる。この二点の解消と、原廃水中に76mg/lと多量に存在するZn²⁺を活用する目的で、二次反応後に過剰の亜硫酸水素ナトリウムを加え、実験を行なった結果を表3に示す。なお、還元時のORP曲線は、pH 7.6で800mVから170mVに急激に低下し、この反応が、pH計、ORP計により容易に制御しうることを示していた。

アルカリ塩素化処理後の沪液中に6.3mg/lの全シアンが存在していたが、還元処理後、金属イオンを添加することなく、30分間攪拌、沪過することにより、全シアンは0.03mg/lとほぼ完全に除去できた。pH 8.9において好結果を得たもののpH 10では、再溶解あるいはフェリシアンイオンと水酸化亜鉛に分解するためか、沪液中の全シアンは2.7mg/lと沈殿除去が不十分となる。これは、実験2.1のZn²⁺添加時と同じ傾向を示している。実際の排水処理においては、全シアン以外にZn²⁺, S-Fe, Cr³⁺等の重金属除去を考慮する必要があり、pH

9付近が適正と考えられる。

3. 審 考

3.1 鉄シアン錯イオンの形態と添加金属イオン

鉄シアン錯イオンは、酸化剤あるいは還元剤の添加で容易にフェリシアンイオンあるいはフェロシアンイオンに変える。図1、図2を比較した場合、フェロシアンイオンがより容易に多くの金属イオンによる沈殿処理が可能であり、適正pH範囲も高pHの方に広く、重金属水酸化物と全シアンを同時に沈殿処理できることを示している。

めっき廃水は、酸化分解時にフェリシアンイオンに酸化されているが、クロム酸系排水の還元工程があることなどを考慮すれば、フェロシアンイオンに還元後、沈殿処理する方が有利と考えられる。

沈殿剤としての金属イオンは、Cu²⁺, Ni²⁺及びZn²⁺が実用的である。重めっき廃水においては、それ自体に多量のZn²⁺を含有しているので、pH制御さえ十分行えるならば特別に添加する必要はないが、装置及び運転管理面で正確なpH制御が困難な場合は、Zn²⁺よりpH範囲が広いNi²⁺の使用が好ましい。

Fe²⁺及びFe³⁺の使用は、pH 6あるいはpH 4以下とその適正pH範囲が低いため、Cu²⁺, Zn²⁺, Cr³⁺及びFe²⁺等の水酸化物の沈殿除去が出来ないため、一旦、鉄シアン錯塩の沈殿処理後、再びpHを9.0~9.5にpH調整し、重めつき水酸化物の凝集沈殿を行う必要があり、pH調整装置、沈殿設備等が二重となり、設備費が高価、複雑でメリットはない。しかし、利用方法によっては、シアンを含むスラッジの大巾削減も考えられる。

3.2 具体的な処理方法

本実験結果から鉛めっき工場廃水中の鉄シアン錯イオンの処理は容易と考えられる。具体的な問題としては残留塩素の除去とフェロシアンイオンへの還元、凝聚沈殿前の正確なpH制御、沈殿の管理とくに浮遊物質の流出防止などが重要と考えられる。

処理方法の一例として、還元剤は、クロム酸の還元に使用している亜硫酸水素ナトリウム、添加場所は、混合槽と凝聚沈殿前の中和槽の間に新たに還元槽を設け、O R P、pH制御装置を設置する。工場によっては、現有設備を活用できると思われる。

現実に、めっき浴中には鉄シアン錯イオンが多いにもかかわらず、規制を超えることが少ないのは、混合槽で過剰の残留塩素が存在する場合、3価クロムの再酸化がおこり、6価クロムが生成するのであるが、この防止の目的で、還元剤が過剰に加えられ、無意識的に、フェロシアンイオンに還元され、沈殿除去されているものと思われる。したがって、シアンの一次、二次反応処理が十分行われているにもかかわらず、排水から全シアンが検出される原因として、1) 中和、凝聚沈殿前の水に残留塩素がある。2) 中和時のpHが異常に高い。3) 凝聚沈殿が不完全で、浮遊物質が排出している、等が考えられる。中和沈殿時のpH管理が不十分な工場は、Zn²⁺にたよることなくNi²⁺の使用が肝ましい。

4. 結 論

鉄シアン錯イオンの沈殿処理に関する実験を行ない、次の所見を得た。

- (1) 鉄シアン錯イオンの沈殿処理で、全シアンを1mg/l以下、条件によっては、0.05 mg/l以下にすることが可能である。
- (2) 沈殿剤となる金属イオンの種類とともに、pHの影響が大きく、これの配慮が大切である。
- (3) フェリシアンイオンに対しては Fe²⁺, Cu²⁺ が有効で、フェロシアンイオンには、Ni²⁺, Zn²⁺, Cu²⁺, 及び Fe²⁺ が効果的である。
- (4) フェリシアンイオンの形で処理するより、一旦、フェロシアンイオンに還元後、Ni²⁺, Zn²⁺, Cu²⁺ (pH 9以下) で処理する方が、適正pH範囲が広く有利である。還元反応の制御は、pH計、O R P計で可能である。
- (5) 鉛めっき排水中の鉄シアン錯イオンの処理は、現状の設備でも、日常の排水管理を十分行なうことでき解決できると考えられる。場合によっては、還元設備の設置が必要である。

終りにあたり、実験材料の提供等、本実験に終始御協力戴いた鶴音戸工作所、安藤洋生産課長及び猪野保純氏に感謝いたします。

めっき工場廃水処理スラッジについて(その4)

無機質スラッジの処理と利用に関する研究

木原 博, 森田 健次
 浜岡 英男, 金本 正
 清水 達磨, 清水 加津子
 応和 尚, 渡部 英雄

1. 緒 言

県下に所在する大小100有余のめっき工場より排出される重金属その他有害成分を含んだスラッジの処理は公害防止対策上、きわめて重要な課題であるが、これに対して有効な処理方法は未だ確立されていないのが実状である。このため、適切な処理方法の策定は緊急の要務である。

当場ではさきに¹⁾この目的で可塑剤として赤レンガ原土を選び、これに比較的クロム含有量の大きいめっきスラッジを配合し、焼成することにより、焼成温度の上昇とともにクロム溶出量を低減させ得ることを知見したので、本研究では数種の異質めっきスラッジならびに赤

レンガ原土を選び、これらをそれぞれ各種比率に配合したもののが焼成することにより重金属（本研究では主としてクロムをその対象とした。）の不溶化をはかり、さらに建材としての活用の可否について検討を加えた。

また、前記めっきスラッジのうちクロム含有量の大きいものを選び、これに一部可塑材を添加、中性耐火物としてのクロムレンガへの活用のメドの有無を検討した。

2. めっきスラッジの生性状ならびに熟的性状について

2.1 試料と実験方法

県内に所在するめっき工場より排出される4種のスラッジを試料とし、蛍光X線分析（定性）、一般定量分析、

表1 めっきスラッジの化学成分ならびに耐火度

試 料	成分(%)または項目	水 分	Ig-loss	Fe	Cu	Ni	Cr	Zn	Pb	Ca	SO ₄ ²⁻	耐 火 度
ス ラ ッ ジ A		76.79	27.12	0.86	—	trace	13.41	—	<0.1	27.94	7.57	>SK34
タ	B	91.40	38.39	4.48	6.56	4.48	6.44	10.19	—	trace	4.22	SK12
タ	C	63.97	19.82	4.59	—	3.41	0.97	—	—	36.12	9.68	SK2a
タ	D	85.13	33.49	3.44	0.66	0.55	0.58	0.25	—	32.32	6.58	SK 7

表2 本実験に使用した赤レンガ原土ならびに村上水耕粘土の化学成分、耐火度

試 料	成分(%)または項目	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	CaO	MgO	K ₂ O	Na ₂ O	耐 火 度
赤レンガ原土 No. 1		59.2	24.8	7.0	0.5	0.2	2.3	0.2	SK16
タ No. 2		63.7	20.9	6.2	1.3	1.4	2.8	1.4	SK10
タ No. 3		58.6	24.9	7.3	0.3	1.2	1.9	0.2	SK19
タ No. 4		61.7	21.7	5.1	2.9	1.2	2.6	2.0	SK10*
村 上 水 耕 粘 土		72.7	17.5	0.4	0.1	0.8	3.3	0.4	SK18*

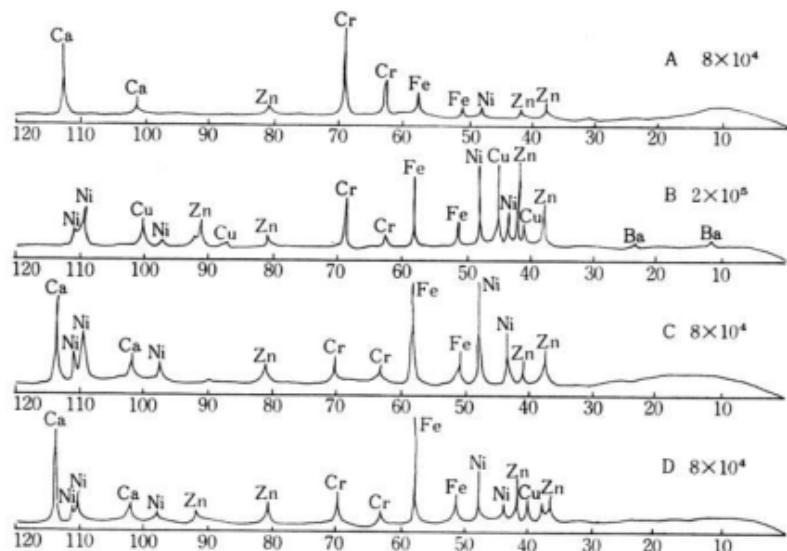


図1 生スラッジの蛍光X線分析結果(定性)

粒度分析、示差熱分析、熱天秤分析等を行ない化学的、物理的性状を明らかにした。なお蛍光X線分析は理学電機製ガイガーフレックスSX蛍光X線分析装置を用い、一般定量分析は日本ジャーレルアッシュ社製原子吸光炎光共用分光分析装置等を用い、粒度分析はセイシン企業製SKN型自動粒度測定器により、示差熱分析ならびに熱天秤分析は島津製自己示差熱分析装置を用いそれぞれ測定を行なった。測定結果は表1、ならびに図1～図3に示すとおり。

またスラッジを除く他の使用原料の物理的、化学的性状は表2に示すとおり。

2.2 考察

スラッジの化学組成についてはスラッジBは他の試料と異なりCaを殆ど含有していない。これはめっき排水の処理に当って中和剤として $\text{Ca}(\text{OH})_2$ を用いず NaOH が用いられていることに起因している。 Cr 含有量についてはスラッジAならびにBに多く含まれ、他は1%以下であるので、クロムレンガへの活用化の検討にはスラッジA、Bのみを用いることにした。粒度分布についてはスラッジCが最も微細粒子で構成され $3\mu\text{m} \sim 5\mu\text{m}$ の粒径の粒子がかなり高い分布を示している。スラッジAならびにDは粒度分布が類似しておりDの方がむずかに分布域

が広い。スラッジBは粒径 $5\mu\text{m}$ ないし $40\mu\text{m}$ の粒子が均等に分布されている。比重は $B > C > D > A$ となっている。絶対的に粒度分布に関しては大差がない。示差熱分析の結果は $150^\circ\text{C} \sim 200^\circ\text{C}$ の温度域でいずれも吸熱反応が見られ、内蔵する水分の逸散によるものと解される。スラッジA、B、Cについては 400°C を少しこえたところで規模の吸熱反応が認められる。さらにAは $920^\circ\text{C} \sim 1000^\circ\text{C}$ 、Bは 1130°C 前後、Cは $900^\circ\text{C} \sim 970^\circ\text{C}$ 付近、Dは $830^\circ\text{C} \sim 950^\circ\text{C}$ でそれぞれ吸熱反応が認められた。発熱反応についてはAにおいて 800°C 付近で認められるが、他のスラッジには緩慢な発熱反応しか認められない。スラッジA、C、Dの 900°C 前後の吸熱反応は炭酸塩の熱分解による二酸化炭素の逸散によるものと思われる。

加熱減量についてはスラッジA、B両者は常温～ 280°C 、常温～ 230°C 範囲でかなりの減量が認められるが、C、Dについては常温～ 700°C 付近までは緩慢な減量を示し、とくにCにおいてはきわめて緩慢である。また、Aにおいては $700^\circ\text{C} \sim 800^\circ\text{C}$ の温度域で多少の減量、C、Dにおいては $750^\circ\text{C} \sim 800^\circ\text{C}$ 付近でかなりの減量が認められる。これらの現象は、温度域の多少のずれはあるが、示差熱分析結果の炭酸塩の熱分解による二酸化炭素の逸

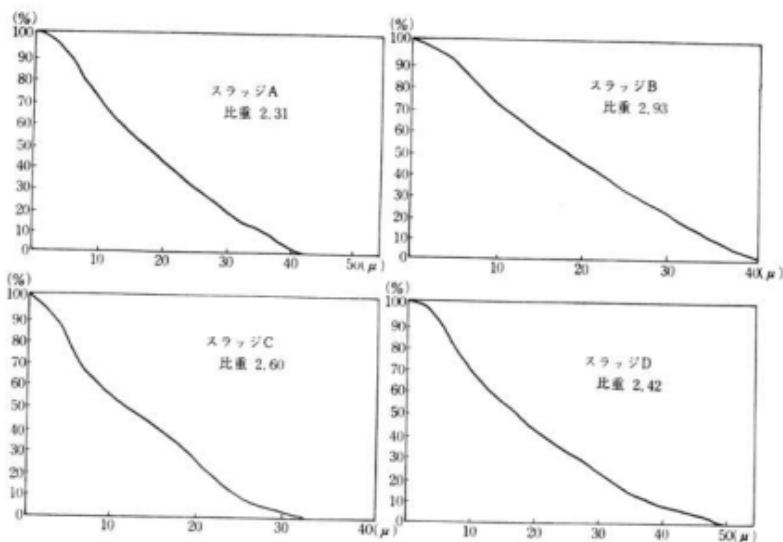


図2 スラッジの粒度分

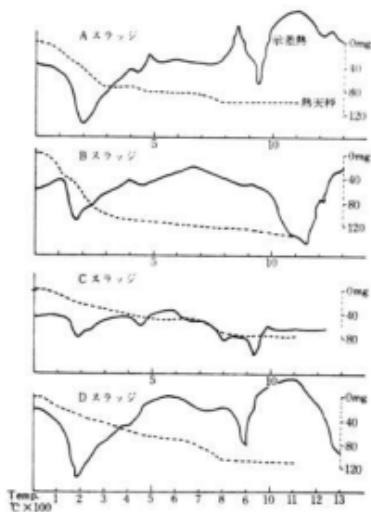


図3 示差熱分析熱天秤分析結果

散に対応するものと思われる。全測定温度域における減量は $B > D > A > C$ の順となっている。

3. めっきスラッジ、粘土等の配合、焼成および焼成物の性状について

3.1 試料と実験方法

3.1.1 めっきスラッジ-赤レンガ原土配合物について

めっきスラッジは前述の4種を用い、可塑材は禁下赤レンガ工場において使用されている原土4種を選び、20メッシュのふるいを通して用いた。スラッジは粒子がいずれも微粒子より構成されているので、ふるい分けすることなくそのまま用いた。配合は各原土、スラッジを乾燥重量比95:5, 92.5:7.5, 90:10, 87.5:12.5, 85:15にそれぞれ混合、適量の水を加え、混練し、石こう型により板状(吸水率測定試料として $75 \times 35 \times 20\text{mm}$ 、焼成収縮率、曲げ強度測定試料として $75 \times 37 \times 10\text{mm}$)に押型成形し、乾燥後エレマ電気炉にて 1050°C , 1100°C , 1150°C , 1200°C にそれぞれ焼成、所定温度に達したのも、同温度に1時間保持し、室温まで放冷した。焼成試料の焼成収縮率ならびに曲げ強度の測定に当たってはその値のパラッキが比較的大いため同一試料3片をそれぞ

れの供試体とし、平均値をもって測定値とした。吸水率測定はJIS-R1250に準拠して行ない、クロム溶出試験はクロム含有量の比較的大きいスラッジA、B配合焼成物をその対象とし、供試体は曲げ強度測定時生じた半切片を用い、100mlビーカーに試片を入れ、蒸留水50mlを加え、時計目でおおい、温浴（約90°C）に1時間温浸し、浸出液を100mlメスフラスコにろ過し、温水で3～4回洗浄し洗液も合せて約80mlにしたのち分液し、H₂SO₄（1+1）1ml、水を適量加えフェニルカルバジド（1W/V%）0.5mlを加え、5分間放置後吸光度測定（540mp）により定量した。なお曲げ強度は前川式万能材料試験機を用いて測定した。

スラッジ配合物の諸物性を赤レンガ原土単味のそれと比較するため、原土単味についても焼成収縮率、吸水率、曲げ強度の測定を併せて行なった。これらの測定値は図4～図8に示すとおりである。

3.1.2 クロムレンガへの活用化について

主材としてクロム含有量の大きいスラッジA、Bを用い、可塑材として村上水巣粘土を使用した。スラッジはなまのものを用いると加熱過程で熱分解による供試体の膨張、崩壊が起ることをさきに行なった予備実験で²¹確認しているので、あらかじめスラッジは750°Cに煅焼ののち、粉碎し42メッシュふるい通過分を用い、これに村上水巣粘土を外割りで10%添加し、金型（22.3×80mm）に装てん、200kg/cm²で加圧成形し、雰囲気中で入力加熱焼成したところ、1000°C前後でふくれを生じ変形が著しかったので、この条件での試験は中止し、煅焼温度を1000°Cに改め、前記同一条件で加圧成形し、雰囲気中で雰囲気をそれぞれ酸化、還元性とし1200°Cに焼成、1時間同温度に保持したのち放冷した。なお還元焼成はLPGを炉中に500cc/minの流速で導入して行なった。

焼成物についてはクロム溶出試験、曲げ強度、圧縮強度、見掛け比重、気孔率、吸水率、耐火度等の測定を行なった。なお可塑材の添加量を増すことによる物性変移の動向を知るため、酸化焼成物の見掛け比重、耐火度についても一部測定を行なった。

クロム溶出試験は前項で述べた方法により、曲げ強度ならびに圧縮強度は前川式材料試験機により、見掛け比重は空気比較式比重計を用い、気孔率は比重天秤により、耐火度は酸素一プロパン炉によりそれぞれ測定した。

これらの結果は表3に示すとおり。なお、スラッジB配合物は焼成により変形が著しく諸物性の測定が不可能となつたので割愛した。

3.2 考察

3.2.1 めっきスラッジ赤レンガ原土配合物について

3.2.1.1 焼成収縮率について

Aスラッジ配合焼成物については高温焼成（1150°C～1200°C）の場合、スラッジ量を増すに従い焼成収縮率は減少し、Bスラッジ配合焼成物は逆に増大する。Cスラッジ配合焼成物は既に温度1200°Cまで上昇させると焼成収縮率の増大が著しくなる。Dスラッジ配合焼成物についてもNo.2原土との配合焼成物を除いて同じような傾向が見られる。DスラッジーNo.2原土配合焼成物は1150°C以上になると急激に収縮性を増す。このことは1150°Cないし1200°Cまで加熱するとき著しい変形を招来し、形状、寸法の厳しい製品には適しないことが予想される。

全般を通じ、スラッジの種類ごとにいえることはA配合物が最も小さい収縮率を示し、B配合物がこれにつぎ、CならびにD配合物は前者に比しかなり大きい。原土面からいえばNo.3原土配合物が全般的に小さい。

なお、Aスラッジ配合物は各種原土単味の収縮性と大差がないことを確認した。

3.2.1.2 吸水率について

Aスラッジ配合物については一部の例外を除いて焼成温度全般を通じ、スラッジ配合率の増加に伴い、吸水性は増大している。この傾向は横してNo.2原土ならびにNo.4原土との配合物に大きく見られる。焼成温度の上昇に伴う吸水率の変動は全般的に1150°Cから1200°Cに上げたときに大きいことが認められる。原土面から言えば、No.3原土配合物が温度による吸水率の変動が最も小さく、No.1原土がこれに次ぐ。Bスラッジ配合物についても既にAスラッジ配合物と同様の傾向を示すことがわかった。すなわちスラッジ配合率の増加に従い吸水性を増す。このうちNo.2原土配合物は1100°Cをこえると吸水率の低減が著しく、1200°Cに達するとスラッジ配合率の変動による吸水性の差異は最も少ない。Aスラッジの場合と同様にNo.3原土配合物は焼成温度による吸水性の変動が最も小さい。Cスラッジ配合物においてはNo.1原土を用いた場合を除き、おむねスラッジ配合率の増加とともに吸水性は増している。No.1原土を用いたときは1150°Cまではスラッジ12.5%配合物を極大とし吸水率は漸減している。また1200°Cに達するとスラッジ混入量の増加に伴い吸水率は低減している。焼成温度の上昇に伴う吸水性の変動はNo.3原土配合物を除いても1150°C、1200°C間で著しい減少を示している。No.3原土配合物においてはA、Bスラッジの場合にみられたと同様に温度の変動による変化は少なくなく、安定しているといえる。なお全般的に1050°C～11°Cの範囲での熱的変動は小さい。Dスラッジ配合物

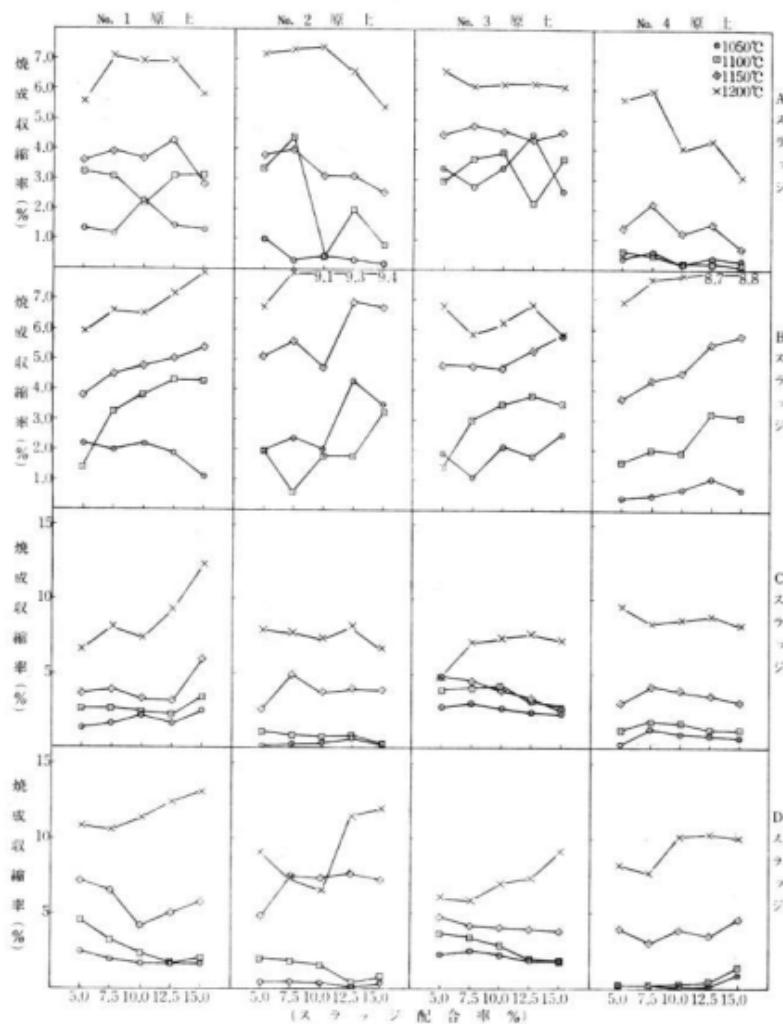


図4 スラグ原土の種類ならびに配合率の変移による各温度の焼成収率

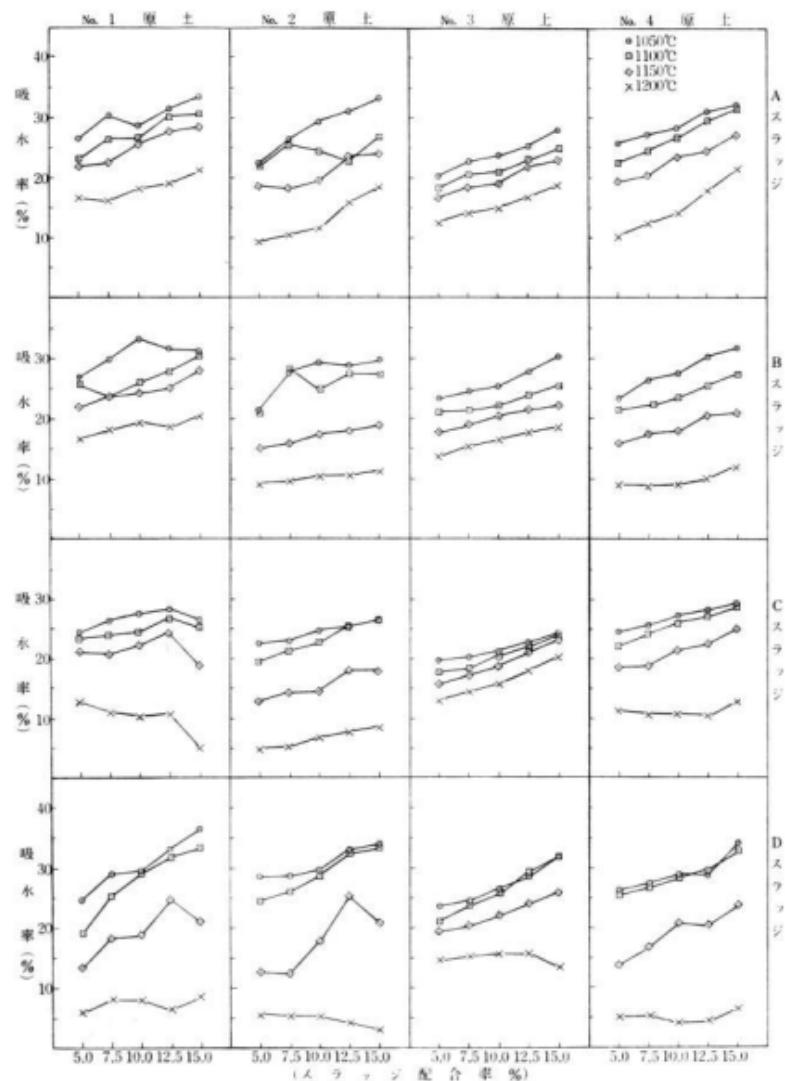


図5 スラッシュ原土の種類ならびに配合率の変移による各温度の吸水率

においては 1100°C まではおおむねスラッジ配合率の増加とともに増大し、この温度範囲まではCスラッジの場合と同様に温度の上昇による吸水率の変動は余り認められない。焼成温度 1150°C においてはNo.1ならびにNo.2原土配合物はスラッジ配合率12.5%が最も大きい吸水率を示しているが、他す原土配合物はスラッジ混入量が

増すに従い吸水率は増大している。焼成温度が 1200°C に達すると、吸水率はスラッジ混入量に余り影響されない。なお同温度焼成のスラッジ配合物はいずれも原土单味に比し同等ないしは低い吸水率を示し、スラッジ配合物が 1200°C ではかなり焼結していると考えられる。

全般を通じて焼成收縮率と同様、No.3原土を可塑材

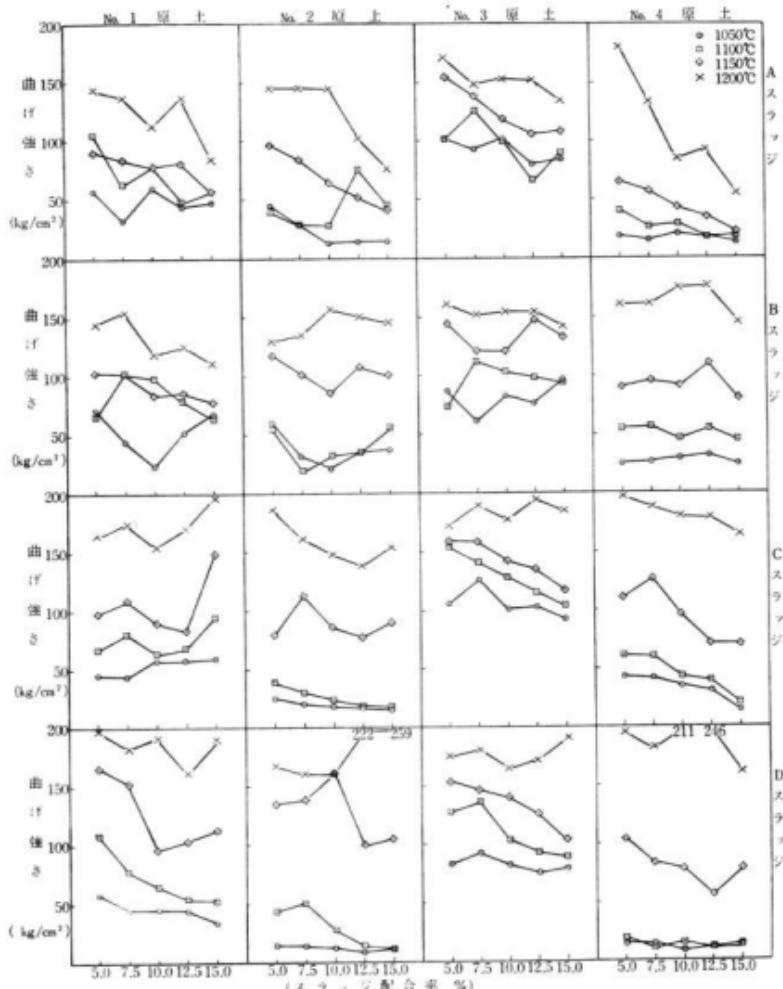


図6 スラッジ原土の種類ならびに配合率の変移による各温度の曲げ強度

として用いた場合、吸水率の熱的変動が最も小さい。

3.2.1.3 曲げ強度について

Aスラッジ配合物においては1150°C以上の焼成物ではおおむねスラッジ混入量が増せば強度が低下する傾向にある。この傾向はNo.2ならびにNo.4原土を用いた焼成物に顕著に認められる。

No.3原土配合物がこの傾向は最も小さい。また、No.3原土配合物は1050°Cの低温度でもかなりの強度を発現している。No.1原土配合物がこれについている。Bスラッジ配合物の場合、No.1ならびにNo.3原土を用いた1200°C焼成物は多少の例外を

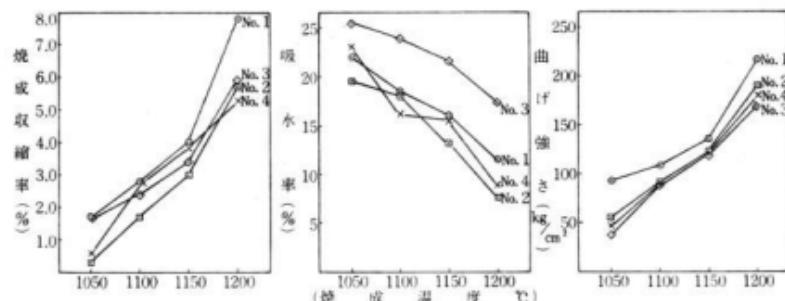


図7 原土の種類および焼成温度の変移にたる焼成収縮率・吸水率・曲げ強さ

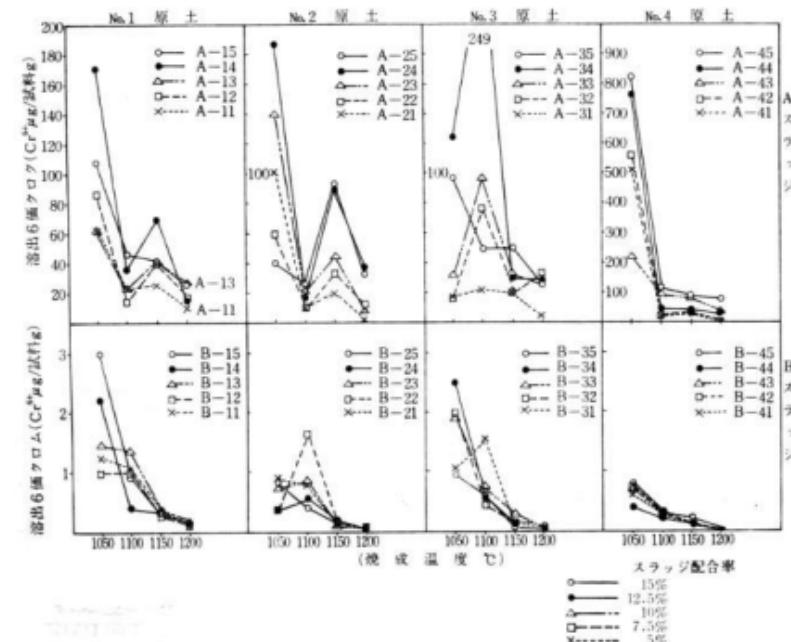


図8 スラッジ原土の種類焼成温度の変移による6種類の溶出量

表3 Aスラッジ、村上水質粘土配合焼成物の諸物性

項目 試料	色調	Cr** 溶出量	曲げ強さ	圧縮強さ	見掛け比重	気孔率	吸水率	耐火度
粘土10%添加物 (還元, 1200°C)	淡緑灰色	0.08ppm	40kg/cm²	288kg/cm²	3.36	41.65%	20.44%	SK34
同上 (酸化, 1200°C)	暗緑色	1015.6	90	372	3.37	34.89	15.40	SK34
粘土15%添加物 (酸化, 1200°C)					3.56			SK31
粘土20%添加物 (酸化, 1200°C)					3.67			SK30*
粘土25%添加物 (酸化, 1200°C)					3.72			SK30*

除いてスラッジ混入量の増加とともに強度は低下の傾向にあるが、この傾向はAスラッジのように顕著ではない。No.2ならびにNo.4原土を用いた供試体はスラッジ配合率10.0%ないし12.5%配合物に強度の極大がみられる。なおAスラッジ配合物に比し、高溫焼成物の強度は全般的にスラッジ混入量の影響は小さい。またAスラッジ配合物と同様にNo.3、ついでNo.1原土配合物においては1050°Cの低温度すでにかなりの強度を発現している。Cスラッジ配合物についてはNo.1原土使用の場合のみ他と異なり全焼成温度を通じてスラッジ配合率7.5%～12.5%に強度の低値をもち、15%配合物において極大値を示している。No.2ならびにNo.4原土を用いた焼成物は若干の相違はあるが、1100°C以下ではスラッジ混入量の増加とともに強度は低下し、1150°Cにおいてはスラッジ配合率7.5%のものが最も大きい強度をもつ。1200°Cではスラッジ混合率15%のNo.2原土配合物を除き、スラッジ混入量の増加とともに強度は低下する。No.3原土を用いた配合物は1150°C以下ではおおむねスラッジ混入量の増加とともに低下しているが、1200°Cでは混入量に影響されていない。低温度における強度はスラッジA、Bの場合と同様、No.3原土配合物についてNo.1原土配合物が他に比し大きい。Dスラッジ配合物についてはNo.1ならびにNo.3原土を用いた焼成物は他の原土配合物に比し熱的に安定している。これら原土配合物は1150°Cまでは若干の例外はあるが、スラッジ混入量の増加とともに強度は低下しているが、1200°Cにおいては一意的な傾向は認められない。なおこの温度において、No.3原土配合物はスラッジの混入量に余り影響されず安定している。Dスラッジ配合物全体を通して1050°Cでは混入率の変動に伴う強度の変動は小さく、1100°C以上になるとNo.2、No.4原土配合物においては温度の上昇とともにその変動は大きくなる。スラッジ混入量との関係は一意的ではない。なおNo.3原土、ついでNo.1原土配合物は他のスラッジ配合物と同

様に低温度でかなりの強度を発現することがわかった。

全般を通じ、No.1ならびにNo.3原土を用いた配合物と、No.2ならびにNo.4原土配合物との間に強度の点でいくつかの差異が認められた。ちなみにレンガ業界ではNo.1ならびにNo.3原土は、単味使用の場合、No.2、No.4原土に比しその焼成物の物性が劣るので余り使用されていないことを付言しておく。

3.2.1.4 クロム溶出量について

A、Bスラッジ配合物の間での大きな差異はBスラッジ混用の焼成物がAスラッジ混用のそれに比しクロム溶出量が極めて少ないとある。また全般を通じてクロム溶出量とスラッジ混入量との間に一意性がないことが認められた。

なお、Aスラッジは排水処理に際して処理剤としてCa(OH)₂を用いて生じたスラッジであり、BスラッジはNaOHを用いて用いたものである。

Aスラッジ配合物についてはNo.4原土を用いた場合を除いていずれも1100°Cないし1150°C焼成時にクロム溶出量は低温部よりも遡に増加し、これより高温になると一部の例外を除いて溶出量は減少している。No.4原土配合物は1100°Cに達すると溶出量は激減し、これより高温に焼成しても余り変化しない。

Bスラッジ配合物においては1150°C以上に焼成すればクロム溶出量は激減し、1200°Cに至れば原土の種類、スラッジ混入量の如何を問わずほとんど不溶化することを知見した。

3.2.2 クロムレンガへの活用化について

クロム溶出試験の結果、不溶化を達成させるためには焼成等雰囲気を還元性とすることが不可欠の要件であることを確認した。本実験ではLPGの注入量を1条件のみで行ない、これがかなり強い還元性雰囲気となり、硫酸塩を硫化物にまで還元した形跡があり、このため還元焼成物が酸化焼成物に比し、気孔率、曲げ強度、圧縮強度面で劣る結果となつた一因ではないかと思料する。

機会をみて還元性の強弱と物性との関係を究明したい。

なお、酸化焼成において可塑材である村上水築粘土の添加率を増すに伴い見掛け比重は増し、逆に耐火度は低下することを認めた。

4. 総 言

本研究ではかなり多種の試料を組合せ、原料相互間の因果関係を解明しようと図ったが、スラッジの種類、これに配する可塑材の種類により、焼成体の物性が一様でなく、原料相互間の関係は複雑で、西一的には結論できないが、実験結果をまとめるところがとおりである。

- 1) 使用しためっきスラッジはいずれも鐵粒子からなり、すべて可塑性はない。また含有成分の種類、量により熱的性状は千差万別である。
- 2) 可塑材として粘土質類が多く含む原土を用いた配合物が熱的に安定しており、強度面では低温度でかなりの強度を発現し得る。粘土質物を余り含まない

原土を用いると温度による諸物性の変動が大きい。

- 3) 原土-スラッジ配合物のクロム不溶化については排水処理剤として NaOH を用いたスラッジが Ca(OH)_2 を用いたスラッジに比し良好な結果を得た。
- 4) クロムレンガへの活用化については還元性雰囲気で焼成することがクロム不溶出の第一要件であること。反面、還元の条件により物性面で変動がかなりあることが予想され、本実験では酸化焼成物に比し、気孔率、吸水率、圧縮強度、曲げ強度の点で劣る結果となった。

文 献

- 1) 木原、森田、清水、浜岡：
兵工業試験場報告、No.15 (1972) 22
- 2) 木原、金本、浜岡：
兵工業試験場報告 No.15 (1972) 18

産業廃棄物の活用研究(第3報)

かき殻を使用した発泡体の試作

藤本宗之, 中塩武之
丸下清志, 山県康男
浜岡英男

1. 緒 言

広島県のかき生産量は昭和43年度を最高に以後やや減少の傾向にあるが、47年度は23,000トン(むき身)を水揚げして、全国生産量の85%を占め、広島県養殖漁業の中心をなしている。かきは全重量のうち4%が可食部で、残り96%は貝殻である。表1は農林統計から広島県におけるかき殻の排出量を算出したものであるが、カサネカンザシや台風の被害を受けた44~45年を例外として、毎年10~15万トンの貝殻が排出されている計算になる。このうち数万トンは養殖飼料や肥料として利用され、その他にも硫酸の中和剤・自硬性石灰原料・白色セメント原料などへの利用が試みられている^{[1][2]}が、なお大半は海岸などへ放棄されたままになっており、夏になると貝殻に付着した肉片や海藻などの腐敗による悪臭やハエの発生による苦情が絶えない。かき殻の悪臭について分析した例^[3]によると、海から陸揚げしたのち日数の経たない新鮮なかきにおいてすら悪臭防止法が指定されているトリメチルアミンが検出されており、筆者らの経験では廃棄したかき殻の悪臭とトリメチルアミンの臭とは同一ではないが、たん白質から成る肉片や海藻の腐敗が進行するにつれて各種の悪臭物質が出てくることは容易に推定できる。

かき殻は石灰石などと同じ Calcite 型の結晶構造をした炭酸カルシウムから成り、加熱すると 900°C 付近に

おいて分解し、炭酸ガスを放出することが知られている^[4]。一方ソーダガラスを主成分とする酒・清涼飲料などのビンは 800~1000°C に加熱すると溶融する。そこで両者を混合し加熱することによって、悪臭物質を分解し、断熱材・吸音材としての用途をもった一種の泡ガラスをつくることができることに着目してこの実験を行なった。

2. 試料と実験方法

2.1 試 料

かき殻粉末: かき殻を乳鉢で砕いたもの篩別し 1mm 以下のものを使用した。

ガラス粉末: ガラスピン(日本酒・ビール・ウィスキーや清涼飲料の空ビンで種類・数量は限定せず)をスタンプミルで粉碎し、0.2mm(65mesh)以下のものを使用した。

2.2 実験方法

2.2.1 発泡体の試作

厚さ 3mm のステンレス板(SUS32)を使って 10×20×5cm の長方形の型ワクをつくり、内面に離型剤としてアルミナ粉末をトラガントゴム水溶液で練ったものを塗る。この中にかき殻粉末とガラス粉末を 1 対 1 の割合で混合したものを充填し、電気炉で加熱発泡させた。加熱の温度条件は図1のとおりとした。

表1 広島県におけるかき殻の排出状況

年 度	かき生産量 (むき身 ton)	かき殻排出量 (推定 ton)
41	29,638	148,000
42	31,576	158,000
43	31,826	159,000
44	18,934	95,000
45	18,309	92,000
46	27,117	136,000
47	(23,000)	115,000

カッコ内の数値は広島県の調査によるもの。

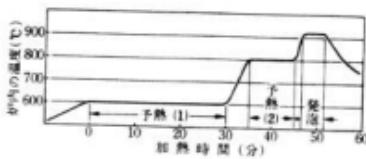


図1 発泡の時間-温度曲線

発泡体は室温まで冷却したのち、硫酸酸性の水の中に入れ、加熱によって生じた CaO を CaSO₄ として安定化させ、乾燥して強度試験・吸音試験を行なった。

2.2.2 強度試験

発泡体を $2.0 \times 2.0 \times 8.0\text{cm}$ の寸法に切り出し曲げ強度測定用試料とした。同じように圧縮強度試験用の試料は $2.0 \times 2.0 \times 4.0\text{cm}$ とした。

2.2.3 吸音試験

J I S A 1405 (管内法による建築材料の垂直入射吸音率測定方法) の規定にしたがい、試料の厚さ 18mm で背後に空気層がないばあいの吸音率を測定した。また比較のために吸音材として一般に利用されているグラスウールとウレタンフォームについても同じ条件で測定した。

3. 実験結果および考察

3.1 発泡体の試作

3.1.1 試料の配合割合

ガラス粉末とかき殻粉末の混合割合は 1 対 1 (重量) のときがもっとも発泡状態がよく、かさ比重は最小となった。混合の比率を変えて、かき殻粉末を 50% 以上にすると、加熱しても発泡体とならず崩壊してしまった。またガラス粉末の占める比率を増加させてゆくと、発泡体の比重はだいに大きくなり、独立気泡となつた。C. M. Riley らの研究など³⁾から推定されるように、連続気泡の発泡体をつくるための試料の配合割合は比較的狭い範囲内にあるようと思われる。

3.1.2 試料の粒径

ガラス粉末の粒径は小さいほどよく、粒子が大きくなると溶融に時間がかかり、溶融したガラスがかき殻粒子を包みこむ前にガスが抜けてしまい、発泡が不完全となる。またかき殻粒子が大きいと気泡が粗雑になり、発泡体の強度が低下する。

3.1.3 加熱時間と温度

他の発泡体の製造例^{6), 7)}をみると、室温から発泡温度まで急速に加熱するもの、 600°C に 1 回予熱時間を設け

ているものなどがある。この実験では、はじめに 600°C で一回予熱し 920°C で発泡する方法を行なったが、発泡が内部まで均一にならず、 800°C に 2 回目の予熱を設けることによって、写真 1 にみられるような、均一に気泡が分散した発泡体をつくることができた。

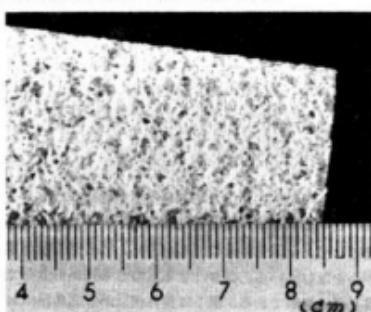


写真 1 発泡体の表面

使用的した電気炉は炭化鉄素を発熱体とする一般実験用のもので、特にこの実験に適したものではないために、正確な温度制御ができず、一定した発泡体をつくることが困難であったが、得られた発泡体の性状は表 2 のとおりであった。

表 2 試作した発泡体の性状

	色	灰白色
かさ比重 (g/cm^3)	0.5 ~ 0.7	
気泡直径 (μ)	50 ~ 2,000	
気泡の形態	連続気泡	
圧縮強度 (kg/cm^2)	30 ~ 100	
曲げ強度 (kg/cm^2)	7 ~ 15	

3.2 吸音試験

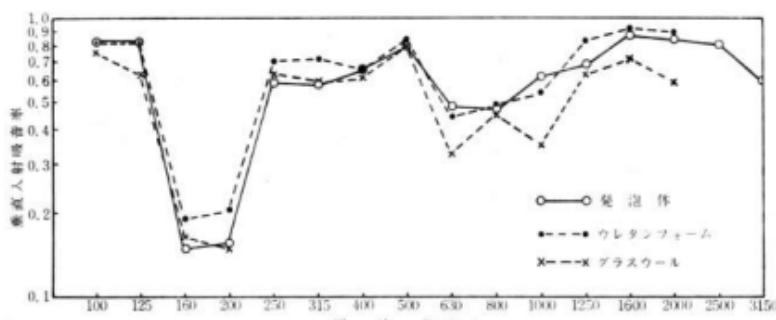


図 2 試作発泡体の吸音特性

図2は他の材料と比較した吸音試験の結果である。この国でみるかぎり、試作した発泡体はウレタンフォームとほぼ同程度の吸音効果が得られることがわかった。耐熱性を考慮すれば、比較した二つの材料より優れていることは明らかであり、使用方法によっては有利な吸音材料になるものと思う。

4. 総 言

清涼飲料や酒の空きびんは、全国の公園・観光地で大量に棄てられており、その処理には各市町村共頭を痛めている。一部の県や市では処理の費用を混入割合に応じて発売元に負担させるような動きもみられる。このような空きビンと、広島県において特に多量廃棄され、悪臭などで問題となっているかき殻を使用して発泡体を試作した。この発泡体は建築材料として使用するにはやや強度が劣るが、吸音効果が優れており、吸音材としての利

用が期待できる。この他一種の泡ガラスであることから断熱材などにも利用できるものと思う。

おわりに、この実験に終始ご協力いただいた丸栄紡の原田敏信氏に謝意を表します。

文 献

- 1) 町長: 石膏と石炭, 95 (1968), 40
- 2) 森田: 昭和39年度中、四・九工技連会議室業合同専門部会講演要旨、佐世保
- 3) 山縣: 未発表
- 4) 仁田: X線結晶学(上), 丸善 (1959), 619
- 5) C.M. Riley: J. Am. Cer. Soc., 34, 4 (1950)
- 6) 岡田: 軽量骨材コンクリート、朝倉 (1969), 12
- 7) 宮崎: 窓協, 65 (1957), C210

構造物の振動および音響特性に関する研究（第1報）

鉛積層板の振動

松 堂 和 生, 斯 波 信 雄

1. 緒 言

現在、工学分野における構造物のほとんどが平板、板などから構成されているが、これらの振動を問題とする場合、平板の振動特性を知ることが必要である。

平板の曲げ振動に関する報告は多くなされているが、積層構造の板の振動に関しては少いようである。

鉛板を使用した積層板は防振効果が大きく、また遮音材としても効果が認められており、その用途は広い。しかしながら周辺の拘束条件によって振動特性は大きく異なる。そこで今回はベニヤ板と鉛板をサンドイッチ構造とした長方形板について四辺を固定した状態における振動特性および音響特性について実験した結果を報告する。

このような合せ板は直交異方性板と考えられ、異方性を考慮して解析を行う必要がある。

図1に示すモデルにおいて各層が等方質の場合のサンドイッチ構造板に対して、たわみ式(1)式¹⁾で表わされる。

$$\gamma \rho_1 h_1 w - \alpha \frac{D_1}{G_2} A_{10} \rho_1 h_1 F^2 w + \beta D_1 I_{10} F^4 w = 0 \quad (1)$$

ここで α, β, γ は "shear parameter", "stiffness parameter", "density parameter" と呼ばれるもので次式で表わされる。

$$\begin{aligned} \alpha &= \left(\frac{h_2}{1+h_2+h_3} \right) \left(\frac{D_2(A_{30}-h_2)}{1+D_2 h_2} \right) \\ \beta &= 1+D_3 I_{30} - \frac{(1+D_2 A_{30})^2}{1+D_2 h_3} \frac{A_{10}^2}{I_{10} h_1} \quad (2) \\ \gamma &= 1+\rho_2 h_2 + \rho_3 h_3 \end{aligned}$$

ただし ρ : 密度, h : 板厚, w : たわみ, $D = \frac{E}{1-\nu}$

E : ヤング率, ν : ポアソン比, G : セン断弾性係数, A : 面積モーメント, I : 断面慣性モーメント,

$$F^2 = \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial y^2}, \quad F^4 = F^2(F^2)$$

添字は各層を表わす。

(1)式を境界条件のもとで解けば、粘弹性層におけるヤング率 E_2 が基板のヤング率 E_1 に近づくにつれて角周

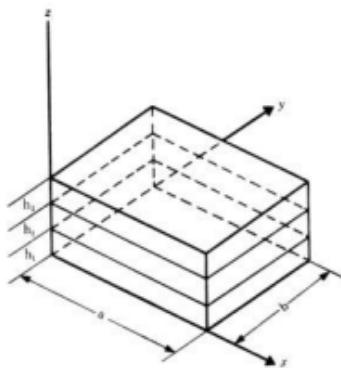


図 1

波数は単純なのはりのそれに近づくことが示される¹⁾。

直交異方性板の平面問題

中立面に対し図2に示すような座標系を考える。板のたわみ w はつぎの基礎式²⁾で表わされる。

$$D_x \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2(D_1 + 2D_{xy}) \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} + D_y \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} = q \quad (3)$$

ここで $D_x = \frac{h^3}{12} E_x'$, $D_y = \frac{h^3}{12} E_y'$, $D_1 = \frac{h^3}{12} E''$,

$D_{xy} = \frac{Gh^3}{12}$ で q : 板面に作用する荷重, h : 板厚,

E_x' , E_y' , E'' , G は板材の弾性係数で(4)式より求まるものである。

$$\sigma_x = E_x' \epsilon_x + E'' \epsilon_y$$

$$\sigma_y = E_y' \epsilon_x + E'' \epsilon_y$$

$$\tau_{xy} = G \tau_{xy}$$

ここで $H = D_1 + 2D_{xy}$ とおけば

$$M_x = -\left(D_x \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + D_1 \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right)$$

$$\begin{aligned} M_y &= -\left(D_y \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + D_z \frac{\partial^2 w}{\partial z^2}\right) \\ M_{xy} &= 2D_{xy} \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \\ Q_x &= -\left(D_x \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + H \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y^2}\right) \\ Q_y &= -\left(D_y \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + H \frac{\partial^2 w}{\partial z^2 \partial y}\right) \end{aligned} \quad (5)$$

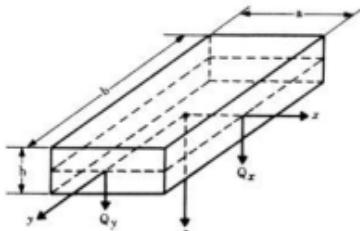


図 2

鉛板に対しペニヤ板を上下対称にはさんだサンディッシュ構造板に対して、板の曲げ剛性の変化を考慮して次式³¹⁾を用いる。

$$\begin{aligned} M_x &= -\left[D\left(1+\frac{(EI)_z}{aD}\right) \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \nu D \frac{\partial^2 w}{\partial y^2}\right] \\ M_y &= -\left[\nu D \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + D\left(1+\frac{(EI)_y}{bD}\right) \frac{\partial^2 w}{\partial y^2}\right] \\ M_{xy} &= -(1-\nu)D\left[1+\frac{(GJ)_x}{a(1-\nu)D}\right] \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \\ M_{yz} &= -(1-\nu)D\left[1+\frac{(GJ)_y}{b(1-\nu)D}\right] \frac{\partial^2 w}{\partial z \partial y} \end{aligned} \quad (6)$$

異方性を考慮して

$$\begin{aligned} M_x &= -\left[D_x \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + D_{xy} \frac{\partial^2 w}{\partial y^2}\right] \\ M_y &= -\left[D_y \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + D_y \frac{\partial^2 w}{\partial y^2}\right] \\ M_{xy} &= -K_{xy} \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \quad M_{yz} = -K_{yz} \frac{\partial^2 w}{\partial z \partial y} \end{aligned} \quad (7)$$

(6), (7)式より

$$\begin{aligned} D_x &= D\left(1+\frac{(EI)_z}{aD}\right) \quad D_y = D\left(1+\frac{(EI)_y}{bD}\right) \\ D_{xy} &= D_{yz} = \nu D \\ K_{xy} &= (1-\nu)D\left(1+\frac{(GJ)_x}{a(1-\nu)D}\right) \quad (8) \\ K_{yz} &= (1-\nu)D\left(1+\frac{(GJ)_y}{b(1-\nu)D}\right) \end{aligned}$$

ここで $(EI)_z$, $(EI)_y$ は x および y 軸方向の曲げ剛性 ($GJ)_x$, $(GJ)_y$ はねじり剛性で $D = \frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)}$ である。

平板上に未知荷重が加わるものとすると(3)式のかわり

に(7)式⁴¹⁾を基礎式として用いる。

$$\begin{aligned} D_x \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} + 2H \frac{\partial^2 w}{\partial x^2 \partial y^2} + D_y \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} \\ - \rho h w^2 = f(x, y) \end{aligned} \quad (9)$$

ここで w は角周波数で、周辺条件として四辺が固定される板中央点に集中荷重をうける場合、境界条件として

$$\begin{cases} y=0 \text{ で } \frac{\partial w}{\partial y}=0 & x=0 \text{ で } \frac{\partial w}{\partial x}=0 \\ y=b \text{ で } w=0 & x=b \text{ で } w=0 \end{cases} \quad (10)$$

すなわち(9)式を(10)式に示す条件のもとで解けば、たわみ w が得られる。

2. 試料と実験方法

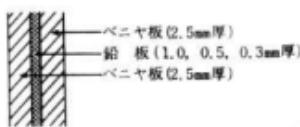
2.1 試 料

使用的した積層板は $1100 \times 750 \text{ mm}^2$ の矩形で鉛板を 0.3 , 0.5 , 1.0 mm 厚に対し 5.0 , 2.5 mm 厚のペニヤ板を 2 枚あるいは 3 枚に合せ、ゴム系接着剤で貼り合せたものである。各材料の組み合せについて表 1 および図 3 に示す。

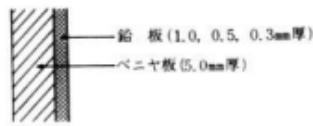
表 1 積層板の組み合せ

単位: mm

試料名	ペニヤ板厚さ	鉛板厚さ
二層積層板 P 1-0.3	5.0 (1枚)	0.3
P 1-0.5	5.0 (1枚)	0.5
P 1-1.0	5.0 (1枚)	1.0
三層積層板 P 2-0.5	2.5 (2枚)	0.3
P 2-0.5	2.5 (2枚)	0.5
P 2-1.0	2.5 (2枚)	1.0



(三層積層板)



(二層積層板)

図 3 積層板の組み合せ

2.2 実験方法

2.2.1 振動特性の測定

試料は四辺を実験台に固定し、図4に示す測定点について測定を行った。

外力として加振器による正弦波荷重および電磁石のon/offによる重錘自由落下による減衰特性を測定した。なお加振器による場合 加振周波数は 10 Hz, 15 Hz, 20 Hz で、加振点は、いずれも板の中央点および 1 隅より加振し、周波数分析ならびに減衰特性の測定を行った。振動検出には変位検出型ピックアップを使用し、振動計からの出力を外部記録装置に記録することにより測定を行った。図5に振動特性測定プロックダイアグラムを示す。

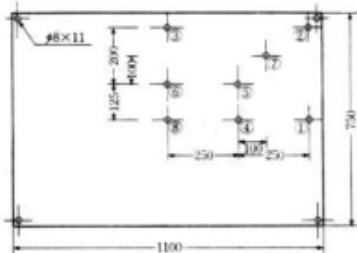


図4 試料および測定点

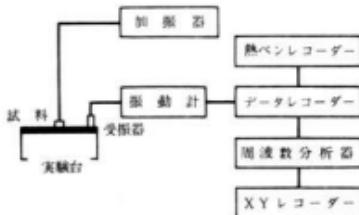


図5 振動特性測定プロックダイアグラム

2.2.2 音響特性の測定

音響特性は無響室内で鉛板遮音箱（減衰量 40dB 以上）の中に音源（無指向性球形スピーカー）を設置し、100dB のホワイトノイズを使用し、3オクターブバンド分析を行った。図6に音響特性測定プロックダイアグラムを示す。

3. 実験結果および考察

3.1 周波数特性

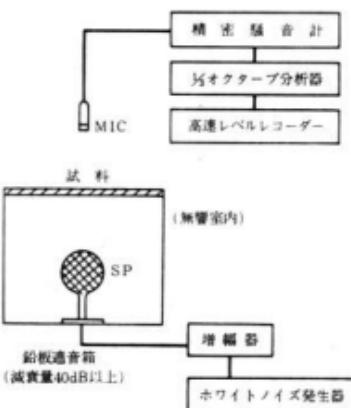


図6 音響特性測定プロックダイアグラム

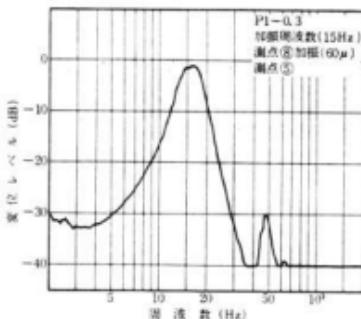


図7-1 (PI=0.3) の周波数特性

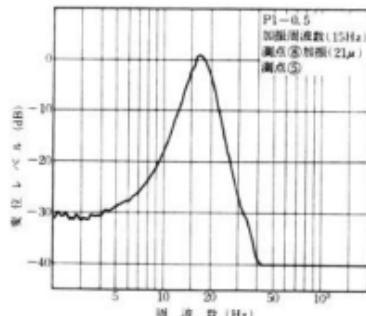


図7-2 (PI=0.5) の周波数特性

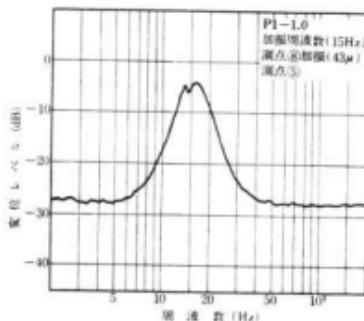


図7-3 (P1-L.0) の周波数特性

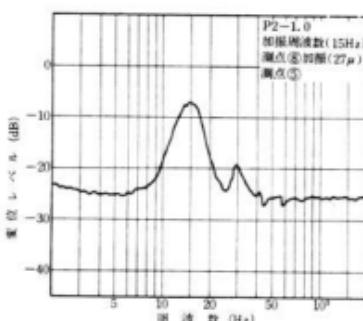


図7-6 (P2-L.0) の周波数特性

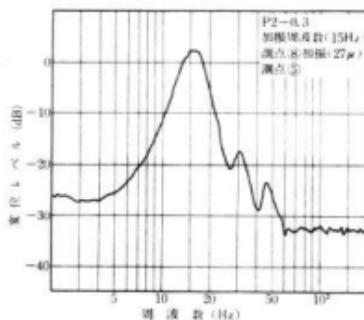


図7-4 (P2-0.3) の周波数特性

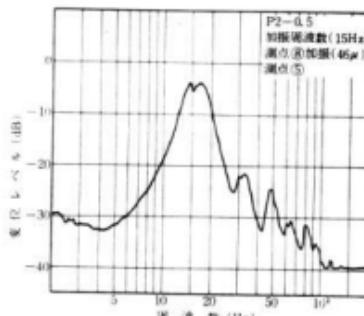


図7-5 (P2-0.5) の周波数特性

測点⑥(中央)を加振した場合における測点⑤の周波数分析結果を図7に示す。

2層積層板(P1系統)では15Hzにおいて1次共振ピークのみが表れており、四辺固定状態におけるP1系統の固有振動数と加振周波数15Hzがほぼ一致している。

なお(P1-0.3)における50Hz付近のピークは外乱によるものと考えられる。

3層積層板(P2系統)では2次あるいは高次の共振ピークが表れているがP2系統の板は固有振動数が11~12Hzであり加振周波数と一致しない。

b/a (b は長手方向)の値をえた場合、あるいは周辺の拘束状態をえた場合、板の振動形態は変化するが一般に地盤振動を考える場合、地盤の振動特性は地質によって少し異なるが低域ローパスフィルターとしての性質を持ったものであり共振を起こすことも考えられる。したがってこのような周波数を持つ振動に対しては b/a の値をえたか、または周辺の拘束状態をえた必要がある。

板の剛性は板面にあらかじめ加えられた荷重、すなわち板の中心面内における引張の影響さらに掩みによっても増加する。したがって振動数もそれにともない増加することもあるので考慮しなければならない。

鉛板の効果としては継弾性係数を減少させることにより図8³⁾における最大となるモーメントを減少させる⁶⁾。

鉛板厚さをえた場合における変化は前述の掩みによる板の剛性の変化によるものであると考えられる。

さらに粘弾性層の継弾性係数は基板のそれに対し、かけ離れた値を持つ材料を選択することにより効果を上げ

表2 重錘で板を加振した場合の減衰特性

試 料	測定点	中央⑥を加振した場合		⑦を加振した場合	
		周波数 (Hz)	振動振幅 (μ)	周波数 (Hz)	振動振幅 (μ)
P 1-0.3	①	15.0	85	—	—
	③	14.4	165	18.0	15
	④	14.5	475	17.5	35
	⑤	15.0	300	17.5	40
	⑥	14.0	450	17.5	32
	⑦	15.0	165	18.0	33
	② or ⑧	15.0	35	17.0	33
	①	16.0	65	18.3	15
P 1-0.5	③	16.0	120	18.3	17
	④	15.5	275	18.0	35
	⑤	16.0	240	18.0	39
	⑥	15.5	225	17.7	23
	⑦	16.0	130	18.5	26
	② or ⑧	16.0	32	18.0	30
	①	15.0	75	17.5	21
	③	15.5	80	17.5	9
P 1-1.0	④	14.5	480	17.0	18
	⑤	14.5	240	17.0	27
	⑥	14.5	50	17.0	30
	⑦	14.5	70	17.5	26
	② or ⑧	15.5	27	16.5	24
	①	11.0	180	13.5	23
	③	10.6	255	13.2	24
	④	10.5	700	12.7	55
P 2-0.3	⑤	10.5	650	12.5	60
	⑥	10.5	850	12.5	40
	⑦	11.0	300	13.3	50
	② or ⑧	11.0	50	12.5	60
	①	12.0	125	14.0	18
	③	11.5	195	13.5	20
	④	11.5	550	13.3	35
	⑤	11.5	450	13.4	50
P 2-0.5	⑥	11.4	600	13.0	40
	⑦	12.0	240	14.2	40
	② or ⑧	11.5	45	13.0	40
	①	11.0	90	12.0	14
	③	10.7	165	12.0	17
	④	10.5	360	12.0	35
	⑤	10.5	330	12.0	30
	⑥	10.5	500	11.5	35
P 2-1.0	⑦	11.0	180	12.0	26
	② or ⑧	11.0	30	11.5	32

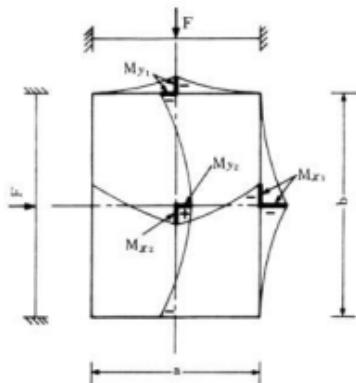


図8 中央点集中荷重時の四辺固定におけるモーメント

うるものと考えられる。

3.2 減衰特性

重錠の自由落下による板の減衰特性の結果を表2および図9、図10に示す。

船板の変化による差は認められないが貼り合せた表板の厚さに比べて船板の厚さが大きい場合、船板に対する面内の横せん断力の影響が表われることから振動形態も変わってくるものと考えられる。

四辺固定における2枚合せ板(P1系)とサンドイッチ構造板(P2系)では、 $b/a = 1100/500 = 2.2$ に関してP1系の方が剛性が大きい。また $b/a = 2.2$ の長方形板に対しては四辺固定において板面中央に集中荷重が加わるとき図8におけるモーメント M_{eq} が最大であり、このモーメントを減少させるべく補強することにより剛性を高めることができる。

$b/a = 1$ 、すなわち正方形板に近づくにつれて角周波数に影響を及ぼす任意定数の値は大きくなる。これは言いかえれば b/a の値が大きくなるにつれて曲げ挠み量、せん断たわみ量あるいは応力が大きくなることである。これらのこととは四辺固定におけるサンドイッチ構造板では中央に集中荷重が加えられた場合、あるいは板面全体に均一荷重が加わった場合に同じような結果になることが確かめられる。これは直交異方性板に関しても同様なことが言える。

3.3 音響特性

材料の透過損失を大きく支配するものは材質による面密度、すなわち質量則により支配される。

船の面密度は1mmに対し 11kg/m^2 とほかの材料に比べて大きく(たとえば1mm厚の鉄板の面密度は8.2

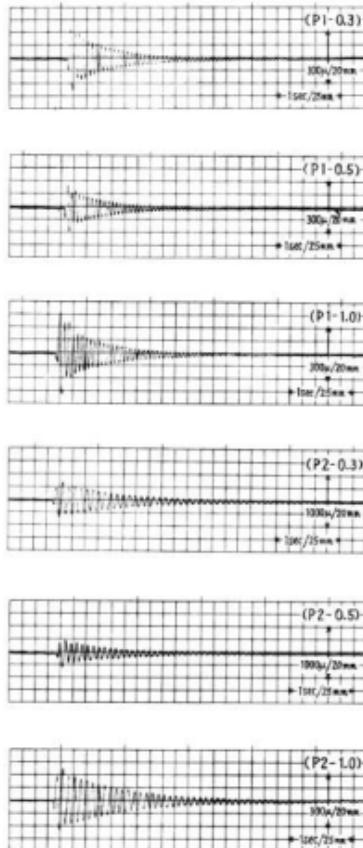


図9-1 中央を加振した場合の測定点④における減衰特性

kg/m^2) 適音性に優れている。しかしながら多くの場合サンドイッチ構造板の透過損失は面密度による質量則に従う値よりも小さくなることがある。

図11C13ナクターブバンドにおける減衰量の測定結果を示す。

船板1.0mm厚の材質についてはP1、P2いずれも0.3、0.5mm厚に比べて優れていることが認められるが、0.5、0.3mm厚两者については、その差が認められない。またP1、P2両者の差もほとんどないようである。

合板(4.5mm)+鉄板(1.6mm)+合板(4.5mm)の材質の平

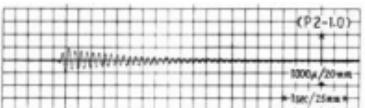
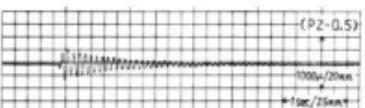
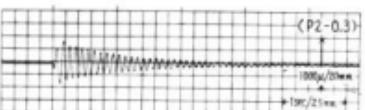


図9—2 中央を加振した場合の測定点⑥における減衰特性

均透過損失が23dB⁷⁾であることからも鉛板の効果は大きいことがうかがえる。

4. 結 言

鉛積層板の振動特性について薄板の理論に異方性を導入し、サンドイッチ構造における直交異方性板の理論式を考慮し、矩形板の周辺固定における周波数特性および減衰特性について実験を試みた。また音響特性についてもあわせて実験を行った。

これらの結果を要約すればつぎのとおりである。

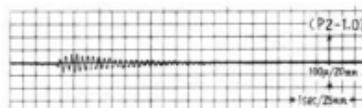
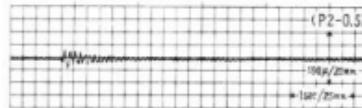
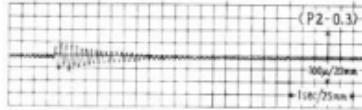
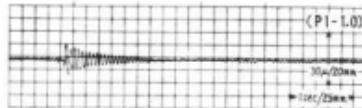
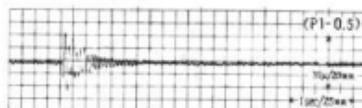
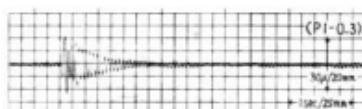


図10—1 ②を加振した場合の測定点④における減衰特性

- 異方性サンドイッチ構造板の振動特性について、等方性のサンドイッチ構造板の理論解析と同様の結果、すなわち本実験結果からも鉛板の厚さの影響は小さいことが判明した。
- 基振点をかえた場合、振動モードが異なることは当然であるが未知荷重 $F(x, y)$ を適当に定めることにより計算が可能である。
- 理論式の解釈により曲げモーメントが最大となる位置にヤング率の異なる材料を貼り合わせることにより、動特性は改善されることが考えられる。

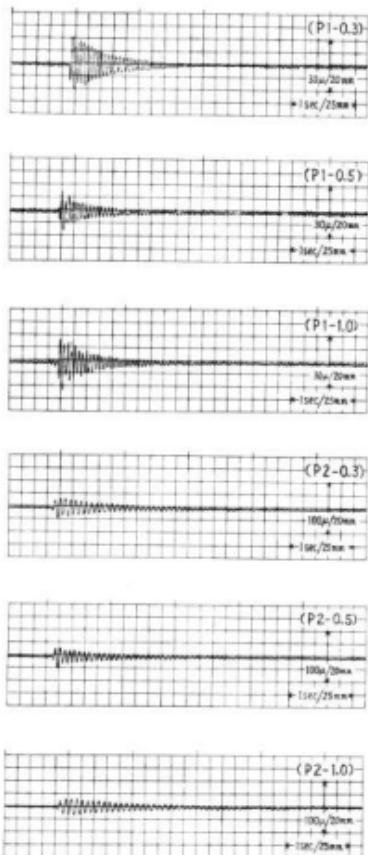


図10-2 (2)を加振した場合の測定点(6)における減衰特性

4) 鉛板を使用したサンドイッチ板は鉛板を使用したサンドイッチ板と比較して遮音力は大きい。

5) 鉛板サンドイッチ板の音響特性に関しては質量則から予想される程度の厚さによる変化は見られなかった。

参考文献

- 1) M. J. YAN, E. H. DOWELL: Trans ASME Vol.

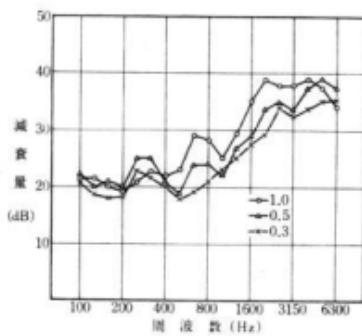


図11-1 P1系統の音響特性

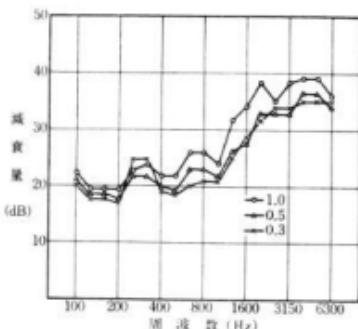


図11-2 P2系統の音響特性

39 Series E No. 4 (1972) 1041

2) S. P. Timoshenko: Theory of Plate and Shell, McGraw-Hill Book Co. Inc (1959) 365

3) 強度設計データブック, 実業房 (1962) 909

4) 板田: 機械学会論文集, Vol. 40 No. 331 (1974) 723

5) 東, 小森: 平板構造, 鶴岡社 (1970) 196

6) 板田: 機械学会講演論文集, No. 720-2 (1972) 65

7) 日本建築学会設計規範フレーム15, 騒音防護設計(2) (1972) 24

難削材の被削性に関する研究

ステンレス鋼の穴あけ加工について

山崎 隆志, 南良 良治, 平田 敏明

1. 緒 言

一般にステンレス鋼の切削加工で難削材として問題になるのはオーステナイト系のものであるが、これはオーステナイト組織そのものが被削性が悪く加工硬化する性質があり、また熱伝導性が悪いため工具刃先の温度が大きく上昇し加えて溶着性が強くテッピングおよび工具破損の原因となるなどの性質を持っているためである。

特にドリルによる穴あけ加工においては切削熱冷却の困難さ、切屑排出の困難さ、ドリルの剛性の制限と振動また切刃各部の切削速度の相違と中心部の死点など一般の切削とは別な問題をかかえている。

ステンレス鋼の切削加工に関する今日まで数多くの実験がなされデーターも多くあるが、当場においても難削材の被削性に関する実験を行っており今回ドリルによるステンレス鋼の穴あけ加工に関する2, 3の実験を行つたのでその結果を報告する。

2. 実験方法

2.1 試料

オーステナイト系ステンレス鋼 SUS304 (JIS規格品) を使用した。

2.2 供試ドリルおよび切削条件

ドリルは高速度鋼 KHN9種で窒化表面処理されたものを使用した。なおドリル諸元および切削条件は表2のとおりである。

表1 ドリル諸元と切削条件

実験項目	切削速度 (m/min)	回り (mm/rev)	ドリル諸元
スラスト, トルク, 正味 切削動力, 穴の 拡大しろ	17	0.15	先端角 100° 118° 140° ねじれ角 23° 27° 39° 外周逃げ角 9° 13° 21°
寿命試験	7~23	0.15	先端角 118° 140° ねじれ角 23° 27° 39° 外周逃げ角 13°

2.3 実験方法

吉田鉄工所製直立ボル盤により切削動力計にセットされた試料に穴あけ加工を行い動歪計とおしてトルクスラストを熱ペンレコーダーに記録した。また正味切削動力は直接ボル盤のモーターからワットメーターにより記録し、穴の拡大しろは万能工具顯微鏡の付属装置により測定した。なお穴の深さは4mmめくら穴とした。

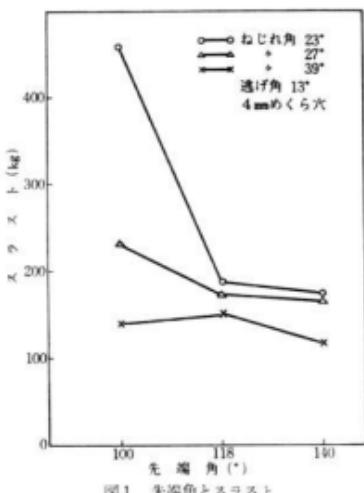
ドリル寿命については刃先摩耗の進行による切削抵抗、正味切削動力の変動を測定し、寿命形態は立体顯微鏡および写真によって観察を行つた。なお穴の深さは20mmめくら穴とし寿命判定標準は完全寿命とした。

これらの実験はすべて乾式切削で行った。

3. 実験結果と考察

3.1 スラスト

図1に先端角とスラスト、図2に逃げ角とスラストの関係を示す。先端角とスラストの場合、先端角の増加に



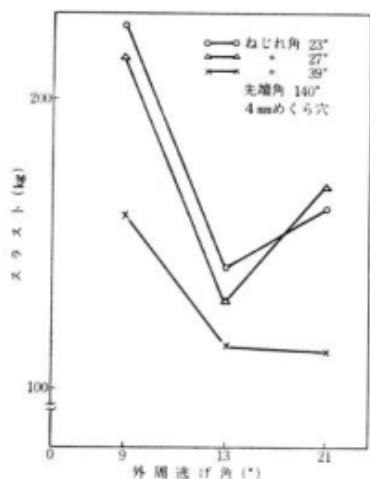


図2 外周逃げ角とスラスト

ともなってスラストの減少が見られるがこれは先端角が大きくなるにしたがって切刃長さが減少していくことによるものだろう。またねじれ角の違いではねじれ角が大きくなるにしたがってスラストの減少が見られるがねじれ角の小さいほど先端角の影響を大きく受けるためと思われる。次に逃げ角の場合であるが各ねじれ角とも13°にスラストの低下が見られた。

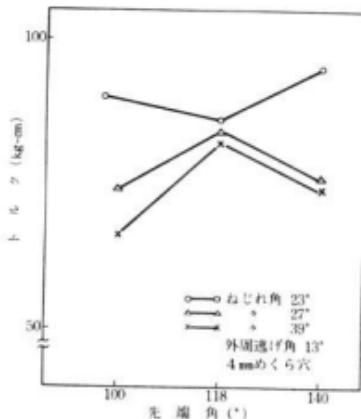


図3 先端角とトルク

また21°の場合は破損が多くステンレス鋼のドリル加工は危険であったがくりかえし切削を行って破損しなかったときの値を採用した。

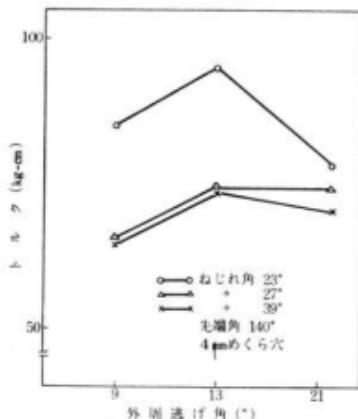


図4 外周逃げ角とトルク

3.2 トルク

先端角および逃げ角のトルクへのおよぼす影響について測定した結果を図3、図4に示す。弱ねじれ角については影響が顕著に現われたが中、強ねじれ角にはあまり差が見られなかった。また先端角、逃げ角とも傾向だったものは見られなかった。

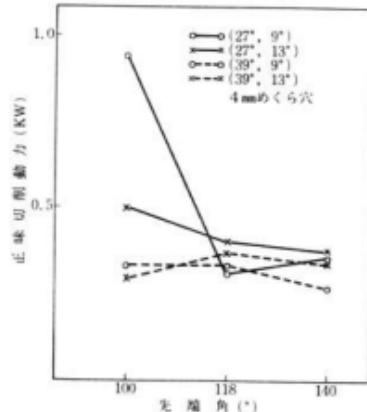


図5 先端角と正味切削力

3.3 正味切削効率

図5に先端角と正味切削効率の関係を示す。中ねじれドリルの場合先端角100°は大きな値を示したが、118°、140°ではあまり差はなかった。また強ねじれ角の場合は先端角による差は見られなかった。

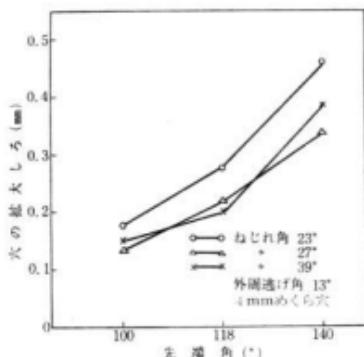


図6 先端角と穴の拡大しろ

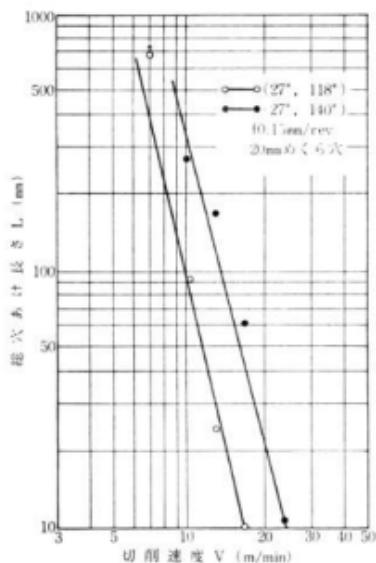


図7 切削速度と寿命

3.4 穴の拡大しろ

図6に先端角と穴の拡大しろの関係を示す。先端角が大きくなるにしたがって穴径は拡大している。これは普通、ドリルの先端角をドリル先端のくびると考えると先端角が小さくなるほど被削物への食付がよくなり穴径の拡大は少なくなるためと、先端角が大きくなるにしたがってウェブの長さが大きくなり摩擦が悪くなるためと思われる。ねじれ角については弱ねじれドリルが特に大きく中、強ねじれドリルは変わらなかった。また中、強ねじれドリルで先端角の大きい場合にライフラングの発生が見られた。

3.5 ドリル刃の摩耗状態、切屑形状、ドリル穴の形状

写真1にトルク・ラスト等を測定した時のドリルの先端の状態を示す。

先端角100°はねじれ角が大きくなるにしたがってウェブ側に摩耗の拡大が見られたが118°の弱ねじれ、中ねじれでは切刃全体に摩耗が見られ、強ねじれではドリル肩部に摩耗が見られた。これらは先端角、ねじれ角が大きくなることによって切刃にかかる切削抵抗がウェブ側から肩部に移行するものと考えられる。次に逃げ角の違いであるが各先端角とも逃げ角が大きくなるにしたがって摩耗の減少が見られた。しかし逃げ角21°の場合先端角100°、118°では破損が多くオーステナイト系ステンレス鋼の切削には危険であった。

写真2にねじれ角の違いにおける切屑形状の代表例を示す。これは穴の内壁に拘束されない場合の切屑であるがねじれ角が大きくなると切屑のコイルがゆるやかになっている。ねじれ角が大きくなるとそのねじ作用で切屑は排出されやすくなるためと思われる。また先端角、逃げ角の違いでは変化はなかった。

写真3に各種ドリルで穴あけした時の真上から見た様子を示す。各ねじれ角とも先端角が大きくなることによって穴がひずんでいている。この事は図6、あるいは図6の説明からも明らかである。

3.6 ドリル寿命

図7に切削速度とドリル寿命の関係を示す。先端角118°、140°ドリルとも切削速度の影響は大きい。ドリル寿命を1cmにしたときの寿命式は

$$\text{先端角 } 118^\circ \text{ のとき } VL_c^{0.243} = 17$$

$$140^\circ \text{ のとき } VL_c^{0.239} = 24$$

になる。

図8にねじれ角とドリル寿命の関係を示す。

ドリル寿命はねじれ角が大きくなるにしたがって伸びていて、これはドリルのねじれ角が大きくなればすくい角が大きくなり切削抵抗が減少することによるものであら

先端角	外周逃げ角	弱ねじれ (23°)	中ねじれ (27°)	強ねじれ (39°)
100°	9°			
	13°			
	21°			
118°	9°			
	13°			
	21°			
140°	9°			
	13°			
	21°			

写真1 ドリル切刃の摩耗状態

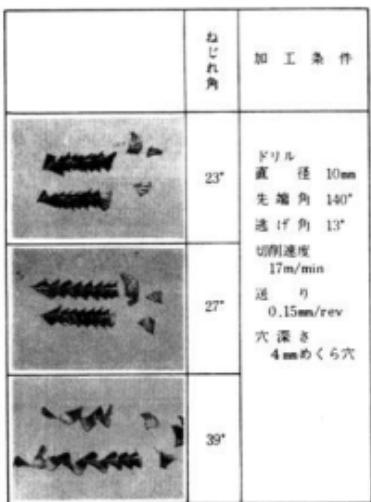


写真2 切屑形状

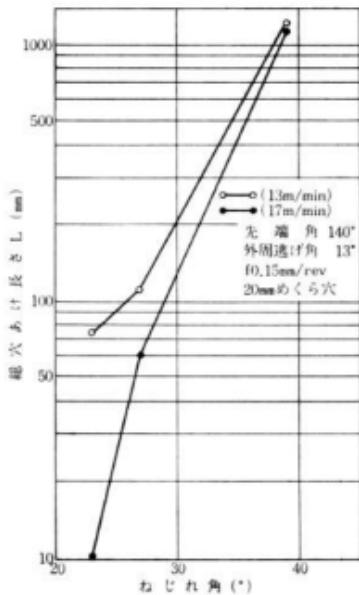


図8 ねじれ角と寿命

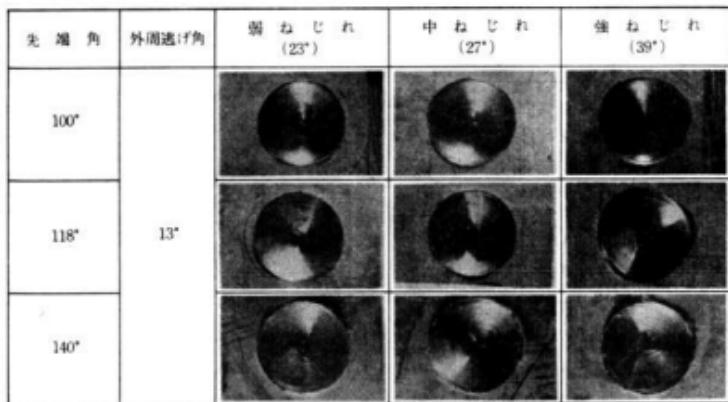


写真3 各種ドリルによる穴の形状

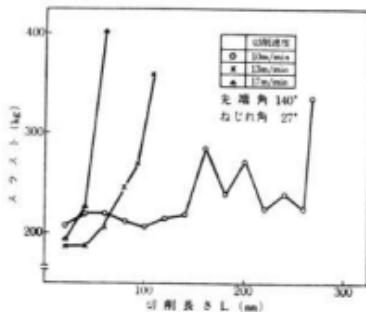


図9 ドリル寿命までのスラストの変化

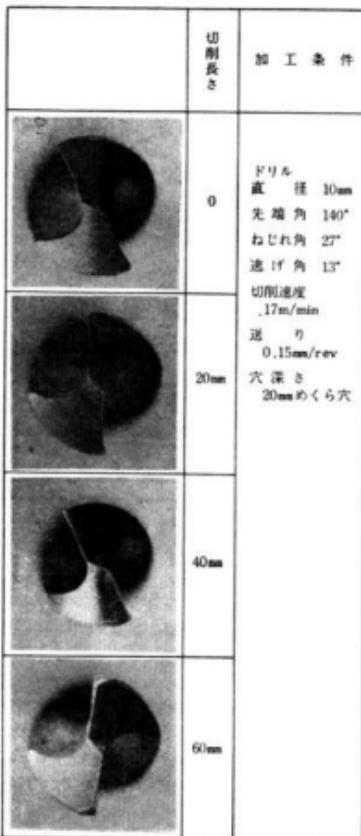


写真4 ドリル切刃の摩耗進行状態

う。

またねじれ角が小さいほど切削速度による差は大きくねじれ角が大きくなるにしたがってその差はなくなる。

図9にドリル寿命までのスラストの変化を示す。切削速度10m/minの場合、160mmまではスラストは大きな変化は見られないがそれ以後は変動が大きくなり寿命になる。これはある程度まで工具摩耗の進行はゆるやかであるが途中から急激に摩耗が進むことによると思われる。

写真4に図9の17m/minの場合のドリル切刃の摩耗進行状態を示す。40mmまではドリル肩部の摩耗はわずかであるが60mmの寿命のときは非常に摩耗しているのが分かる。

写真5にドリル寿命時のドリル切刃の図を示す。左側に切削が附着している状態、右側は今回行った実験でもっとも寿命の延びた時の図である。

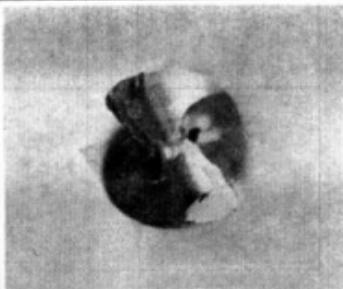
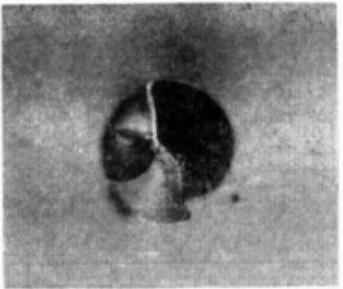
	
<p>ドリル直徑 10mm 先端角 118° ねじれ角 27° 逃げ角 13° 切削速度 10m/min 送り 0.15mm/rev 切削長さ 95mm</p>	<p>ドリル直徑 10mm 先端角 140° ねじれ角 39° 逃げ角 13° 切削速度 13m/min 送り 0.15mm/rev 切削長さ 1120mm</p>

写真5 ドリルの寿命

4. 結 言

以上各種ドリルによるステンレス鋼SUS 304の穴あけ実験を行った結果次の事が言える。

(1) 切削抵抗について今回行った実験範囲でトルクについては先端角、逃げ角とも有効性をもたずねじれ角において多少影響がある程度であった。しかしスラストについては切刃形状の影響が大きく先端角は大きくなるほど、逃げ角は13°附近、また通常の工具のすくい角にあたるねじれ角については大きくなるほど低下する。

(2) 穴の拡大しろは先端角の影響が大きく角度の小さくなるにしたがって良好であった。

(3) ドリル摩耗は先端角、ねじれ角が大きくなるほどウェブ側から切刃肩部に移行する。また逃げ角は大きく

なるほど摩耗は小さくなる。

(4) ドリルの寿命は切刃肩部の摩耗進行により寿命になる。また先端角、ねじれ角が大きくなるにつれて寿命は延びる。

終りに次回からのステンレス鋼の穴あけ実験は加工硬化層、切削温度、工具寿命などについて実験を進めて行くつもりである。

文 献

- 1) 倉田: ステンレス鋼の切削加工日刊工業新聞社 (1969)
- 2) 佐久間他: 穴加工と穴加工用工具の設計 大河出版 (1973)

穴あけ加工における快削性添加物の影響

平田 敏明, 山崎 隆志, 南良 良治

1. 緒 言

近年、金属材料の機械加工においては、數値制御工作機械の顯著な発達や、自動化、省力化がますます重要視せられ、加えて加工精度向上の要求も一層増す傾向にある。快削鋼は、鋼材の機械加工における自動化、あるいは精密加工に著しく寄与し、そのすぐれた被削性は加工時間の短縮、工具寿命の延長などに効果を示している。前報で快削鋼の旋削加工実験の結果を報告したが、本実

験では、S55Cを比較材として、これに S, Pb, S-Ca, Te, Se-Te を添加した供試材の穴あけ加工を行ない、快削性添加物が被削性に及ぼす影響について比較検討したので、その結果を報告する。

2. 実験方法

2.1 試 料

試料としては S55C 相当材及び各種添加鋼を使用した。その化学成分は表 1 に示すとおりである。

表 1 被削材の化学成分(%)

供試材	No.	化 学 成 分									
		C	Si	Mn	P	S	Al	Ca	Pb	Se	Te
S55C 相当材	1	0.52	0.27	0.80	0.015	0.024	0.007	—	—	—	—
S-Ca 添加鋼	5	0.58	0.30	0.81	0.014	0.161	0.008	0.010	—	—	—
S 添加鋼	6	0.55	0.27	0.70	0.015	0.140	0.005	—	—	—	—
Pb 添加鋼	8	0.56	0.28	0.72	0.014	0.026	0.005	—	0.100	—	—
Te 添加鋼	11	0.57	0.29	0.70	0.017	0.025	0.006	—	—	—	0.147
Se-Te 添加鋼	12	0.54	0.28	0.65	0.014	0.034	0.004	—	—	0.22	0.027

2.2 ドリル及び切削条件

ドリルの径は 10mm で、材質は S KH の 9 種で、窒化表面処理したものを使用した。なお切刃のシンニングは行なわなかった。ドリル諸元と切削条件は表 2 に示すとおりである。

表 2 ドリル諸元および切削条件

ドリル諸元	切削条件	
	切削速度	送り
先端角 118°		
ねじれ角 23°, 27°, 39°	5~4.5 (m/min.)	0.05~0.3 (mm/rev.)
逃げ角 13°		

2.3 方 法

直立ボール盤(吉田鉄工製直立ボール盤 YUD-540)で、切削工具動力計にセットした試料の穴あけ加工を行ない、動力計を通して、トルク及びスラストを熱ペンレコーダーに記録させた。また正味切削動力は、ボール盤のモーターから直接ワットメーターにより記録し、穴の

仕上面あらさは、表面あらさ計により測定した。

3. 実験結果と考察

3.1

比較材の S55C と各種添加鋼を切削速度 30m/min, 送り 0.1mm/rev. で切削した場合の切削抵抗、切削動力及び穴あけ後に測定した穴のあらさを比較する。

スラストについては図 1 に示す。No.1 の炭素鋼では、スラストが、130kg ~ 160kg であるのにに対し、添加鋼では、90kg ~ 140kg とかなり低い値となっている。最も抵抗値が低いのは、No.11 の Te 添加鋼で統一して、No.5 の S-Ca 添加鋼と No.6 の S 添加鋼、No.8 の Pb 添加鋼、No.12 の Se-Te 添加鋼となっている。

トルクについては図 2 に示す。No.1 の炭素鋼では、トルクが 35 kg-cm ~ 40 kg-cm であるのに、添加鋼では 25 kg-cm ~ 35 kg-cm とこれも、かなり低い値となっている。ねじれ角については標準ねじれの場合が、他のねじれ角のものより低い値を示し、添加鋼相互のトルクの差はあまりみられない。

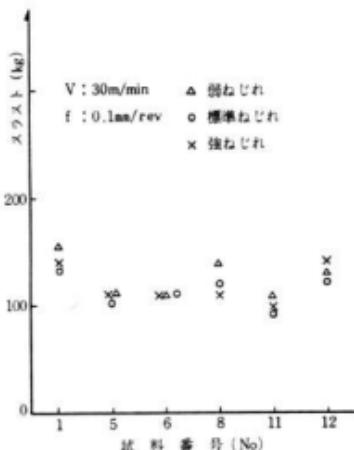


図1 各試料のスラスト

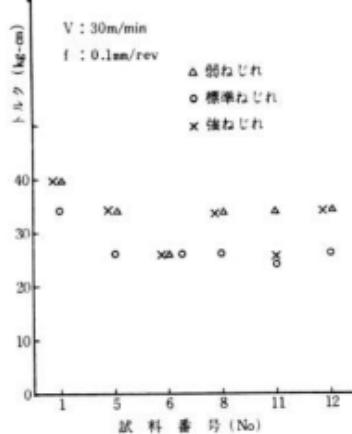


図2 各試料のトルク

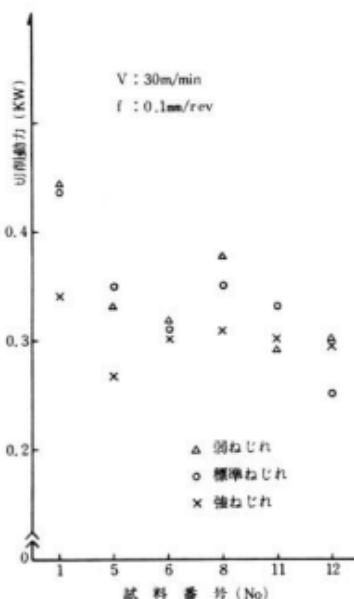


図3 各試料の切削動力

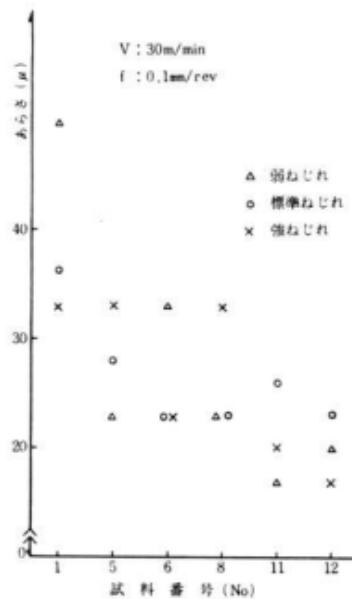


図4 各試料の加工穴あらさ

切削動力については図3に示す。No.1の炭素鋼では、切削動力が、0.34kW~0.45kWであるのに対し、添加鋼では0.25kW~0.38kWと電力の消費量が、少なくなっている。最も低いのは、No.12のSe-Te添加鋼のようである。また、ねじれ角に関しては強ねじれドリルの値が低くなっている。

仕上穴のあらさについては図4に示す。No.1の炭素鋼ではあらさがRa33μ~Ra50μであるのに対し添加鋼ではRa17μ~Ra33μと非常に良好な仕上面を示した。中でもNo.11のTe添加鋼、No.12のSe-Te添加鋼の仕上面が良好であった。

3.2 切削速度と切削抵抗の関係

切削速度の変化が、トルク、スラストに及ぼす影響についての実験結果は、次のとおりである。この場合のドリルのねじれ角は標準ねじれで送りは0.2mm/rev.である。

図5に切削速度とスラストの関係を示す。炭素鋼の場合、切削速度が増すにしたがい、その値は直線的に、280kg~200kgに減少している。添加鋼の場合も、全体的には、炭素鋼より低い値で、ほぼ直線的に減少しているが、No.6のS添加鋼、No.12のSe-Te添加鋼では、高速域で上昇の傾向にある。また抵抗値が低いのは、No.5のS-Cu添加鋼とNo.11のTe添加鋼のようである。

図6に切削速度とトルクの関係を示す。炭素鋼の場合は切削速度が増すにしたがい、その値は、82kg·cm~66kg·cmと減少している。添加鋼の場合は、あまり変化の見受けられないものもあるが、全体的には、やはりやや

減少の傾向にある。抵抗値が低いのはNo.6のS添加鋼、No.11のTe添加鋼、No.12のSe-Te添加鋼などである。

3.3 送りと切削抵抗の関係

送りと切削抵抗の関係の実験結果は次の通りである。ねじれ角は、標準ねじれで切削速度は、45m/min.である。

図7に送りとスラストの関係を示す。送りが大きくなるにしたがい、抵抗値が直線的に大きくなるのは、炭素鋼も添加鋼も、かわりがない。抵抗値が小さいのは、No.11のTe添加鋼、No.5のS-Cu添加鋼などである。

図8に送りとトルクの関係を示す。トルクもスラスト同様、送りが大きくなると増加していく。この場合、各々の添加鋼の抵抗値は比較的、似かよっている。

スラスト、トルク両者については、送りが大きくなるにしたがい、炭素鋼の抵抗値の増加のしかたは、添加鋼のそれより急激であるといえる。

3.4 ねじれ角と切削抵抗の関係

ねじれ角と切削抵抗の関係の実験結果は次の通りである。切削条件に切削速度が、45m/min.、送りが0.2mm/rev.である。

図9にねじれ角とスラストの関係を示す。炭素鋼の場合、弱ねじれドリルでは、その抵抗値は高く、標準ねじれドリルでは低いという傾向が強く表われている。添加鋼でも、やはり標準ねじれドリルでの抵抗値が一番低いが、No.12のSe-Te添加鋼、No.5のS-Cu添加鋼では、ねじれ角の影響は、それほど強くは、表われていない。

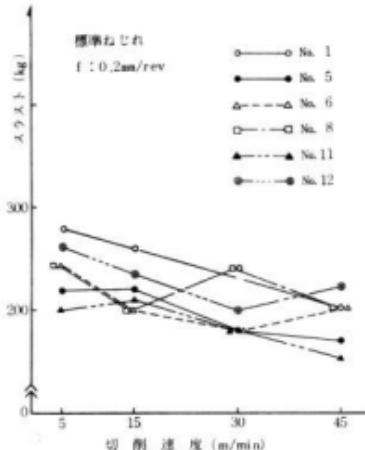


図5 切削速度とスラストの関係

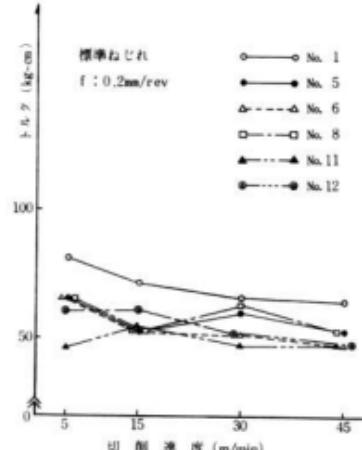


図6 切削速度とトルクの関係

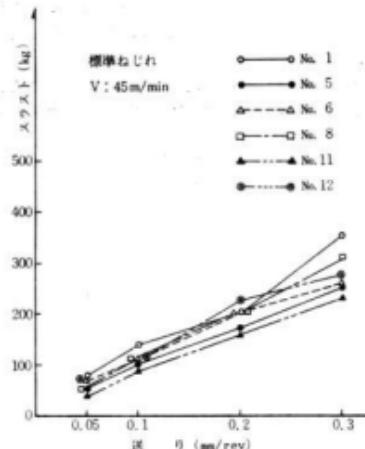


図7 送りとスラストの関係

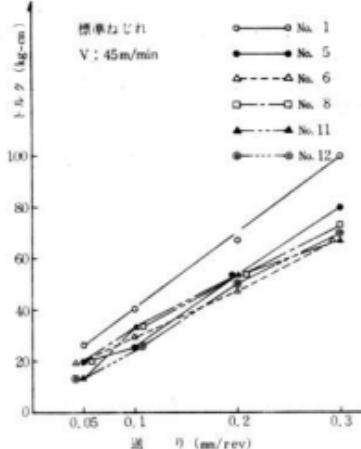


図8 送りとトルクの関係

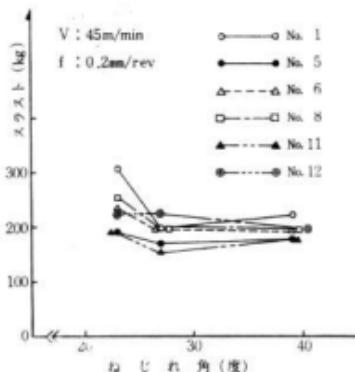


図9 ねじれ角とスラストの関係

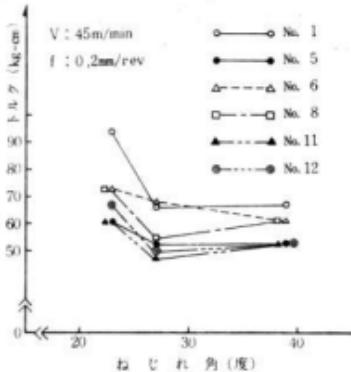


図10 ねじれ角とトルクの関係

図10にねじれ角とトルクの関係を示す。トルクの場合もやはり標準ねじれのものの抵抗値が最も低くなっている。

スラストにせよトルクにせよ、その値が最も底になるのは、ねじれ角が30度前後の時であろうということが、予想できるが、ドリルのねじれ角は、我々が自由に選定できないので、標準ねじれのものが最もよいということになる。

3.5 切屑形状

切屑の状態を写真1に示す。これは、切削条件として切削速度が、30m/min., 送りが0.1mm/rev.で、ドリルは標準ねじれの場合の切屑である。

炭素鋼の切削は不安定なコイル状を示し、切削焼けによる変色が見られた。

S-C添加鋼は、やや安定したコイル状、Te添加鋼は最も安定したコイル状を示した。Se-Te添加鋼は、コイ

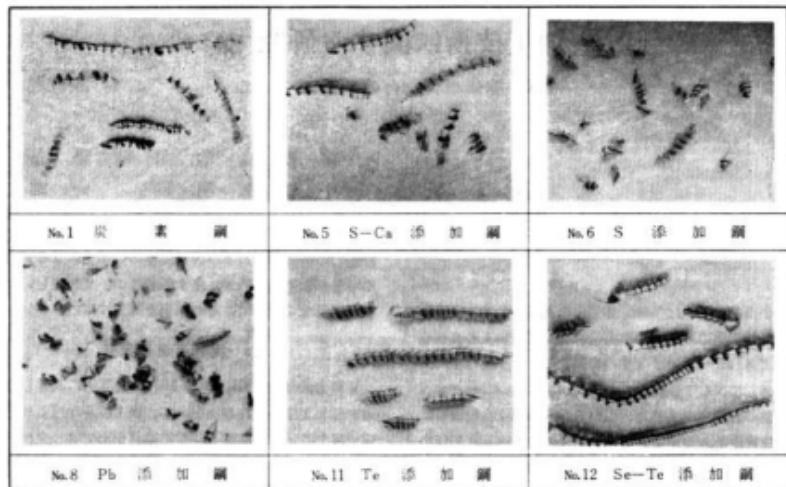


写真 1

ル状ではあるが、切削の粗な部分と密な部分が交互に表われている。

S 添加鋼と Pb 添加鋼では切削は、小ささにも、くだけて不連続となつた。

なお添加鋼の場合には、いずれも切削焼けによる変色ではなく、切削作業もスムースに行なうことができた。

4. 総 言

(1) 切削抵抗（トルク及びスラスト）は、各添加鋼とも、比較材の炭素鋼より、かなり低かった。特に Te 添加鋼でその傾向が強かった。

切削速度に関して；スラストは、S 添加鋼、Se-Te 添加鋼では、高速域（30 m/min.～45 m/min.）での加工において、炭素鋼と差異は、認められなかった。トルクについては切削速度の影響は、ほとんどなかった。

送りに関して；送りが大きくなるほど炭素鋼と添加鋼との抵抗値のひらきが大きくなるので添加鋼の方が有利である。

ねじれ角に関して；抵抗値は、標準ねじれの場合に、最も低い値を示した。なおこの傾向は炭素鋼の場合とかわりなかった。

(2) 仕上面あらさについては、炭素鋼より添加鋼の方が良好な仕上面を示し、とくに弱ねじれの場合に、その傾向が強かった。

(3) 切削時の消費電力は、添加鋼の方が消費が少なく経済的である。

(4) 切削形状は、炭素鋼は、連続形で不安定なコイル状の形態を示し、切削焼けにより変色しているが、添加鋼については、切削の変色はないが、添加物の違いにより切削形状の変化が認められた。

NC 加工技術に関する研究（第1報）

NC 旋盤の刃物台の挙動について

南 良 良 治, 山 崎 隆 志
平 田 敏 明, 脇 一 雄

1. 緒 言

中小企業の多くは多種少量生産の形態が非常に多く、最近各種産業の多様化・高精度化により機械加工の高精度が要求される。一方では生産の合理化や人手不足などの対応策として NC 工作機の導入傾向がみられ、なかでも NC 旋盤の普及率が高くなっている。NC機は自動制御による位置決めおよび送り運動ができるため複雑な形状の加工や省力化ができる。また加工能率・加工精度を一層向上させる目的で構成要素の剛性を高くしているといわれている。加工精度におよぼす因子としては、位置決め精度、主軸軸心の熱変位、刃物のブリッピング精度、刃物台の切削剛性などが挙げられる¹⁾。

本実験では、加工精度におよぼす影響の大きな要因の一つである刃物台の切削剛性をとり上げ、似かよった仕

様能力の普通旋盤および NC 旋盤の切削力による刃物台の挙動が加工精度におよぼす影響について調査し、比較検討を行なったので、その結果を報告する。

2. 実験方法と機材

実験方法は、JIS B 6202-1959 の精度内に調整した普通旋盤および NC 旋盤を用いて、表 1 にかかる化粧組成で図 1 に示す形状の S25C 被削材をセンターワーク作業により、図 2 の方法で切削実験を行なった。なお実験に際しては、超硬ろう付バイト（31形、33形、35形）およびスローアウェイバイト（一般式、カムロック式）を使用し、表 2 の切削加工条件により、切込み 4 mm ～ 0.5 mm まで 0.5 mm と 8 段の段付切削実験を行ない、切削抵抗、刃物台の変位、加工精度を測定し、刃物台の挙動が加工精度におよぼす影響の比較検討を行なった。

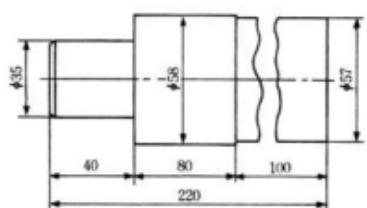


図 1 被削材の形状および寸法

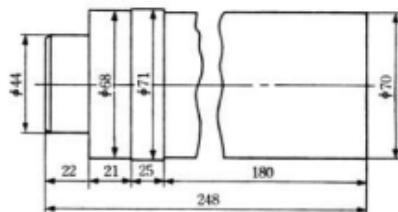


表 1 被削材の化学成分 (%)

被削材の種類	C	Si	Mn	P	S
φ 58	0.26	0.23	0.43	0.017	0.031
φ 71	0.23	0.27	0.45	0.021	0.018

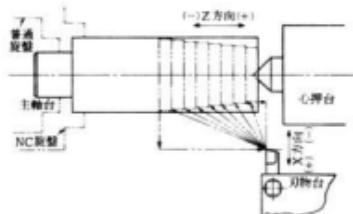


図 2 実験方法

表2 切削条件

機種		N C 旋盤	普通旋盤
切削条件	切削速度 (m/min)	45~142	135
	近り (mm/rev.)	0.05~0.30	0.20
	切込量 (mm)	0.5~4.0 (8段)	0.5~4.0 (8段)
	各段の切削量 (mm)	10, 20	20
被削材	材質	S 25C	S 25C
	被削材形状	φ 58×220 φ 71×248	φ 71×248
機械	ベッド上の振り	500mm	520mm
	心間距離	1000mm	1000mm
	主電動機	11KW	11KW
	制御装置	FANUC 240	—
	刃物台	四角タレット刃物台	四角刃物台
バイト	刃物台の大きさ	口 160×110	口 150×105
	口 19 シンク	(1) (0, 6, 6, 6, 8, 0, 0.8) (2) (0, 6, 6, 6, 15, 15, 0.8) (3) (6, 0, 6, 6, 45, 45, 0.8) (4) スローアウェイ SEC 333, T10.5R, P20	P20 P20 P20 P20
ト	口 25 シンク	(1) (0, 6, 6, 6, 8, 0, 0.8) (2) スローアウェイ TGP-R-16-3	P10 P10

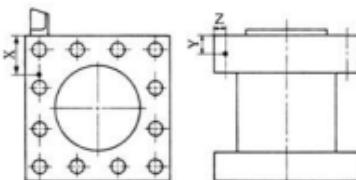


図3 刃物台変位の測定位置

表3 刃物台変位の測定点 (mm)

測定点	N C 旋盤	普通旋盤
X	40	35
Y	20	12.5
Z	14	13

2.1 切削抵抗

各種バイトの切削三分力を機械技術式切削動力計により測定を行なった。

2.2 刃物台変位

微小変位計を往復台上に定位して、図3、表2に示す

位置の刃物台横送り方向(X方向)、刃物台上面(Y方向)の変位を測定した。なお測定に際しては、スモールテスターを併用して測定を行なった。

2.3 加工精度

切削試験後、恒温室で万能測定顕微鏡により、各段中央部の外径測定を行なった。

2.4 実験機器

切削動力計 : 機械技術式 KSA-500型

動歪計 : 共和電業 DM-3 N形

熱センシヨーダー : 渡辺測器 WTR-201型

微小変位計 : 岩崎通信 MD-31型

スモールテスター : 最小読みとり 0.002mm

万能測定顕微鏡 : カールツァイス UMM-2型イエナ社

3. 実験結果と考察

3.1 切削抵抗

工具切刃形状を変え旋削した場合の切削三分力を図4に示す。いずれの分力も切込量に比例して増大し、工具切刃形状の影響としては、主分力、背分力とも横切刃角が大きくなるにしたがって増大する。送り分力については、一般には取付角が大の方が切削抵抗が小さくなる²⁾と云われているが切込量が比較的小少な場合はその傾向

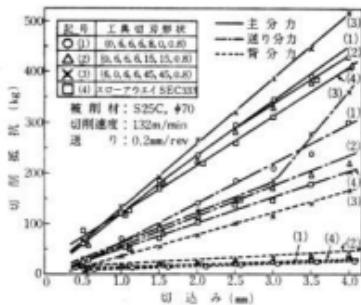


図4 工具切刃形状と切削抵抗

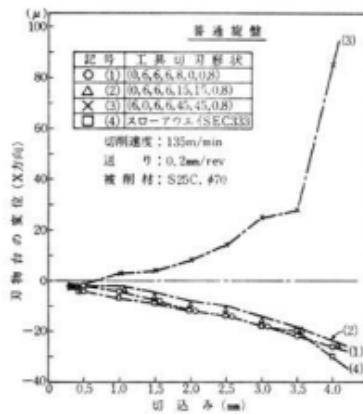


図5 工具切刃形状と刃物台変位

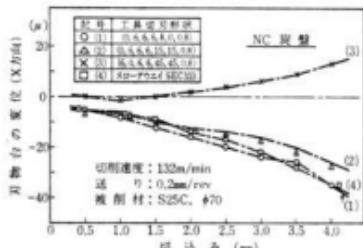


図6 工具形状による刃物台の変位

が認められる。しかし35形バイトについては切込量が3mm以上より急激に上昇している。なおスローラウエイバイトで切削した場合いずれも切削抵抗が小さいのは、すくい角、前切刃角、チップブレーカーなど切刃形状の相違によるものと考えられる。

3.2 刃物台の変位

加工誤差の要因として、位置精度には機械の静的精度誤差要因と動的精度誤差要因が挙げられる。動的精度誤差要因の一つである切削力による刃物台変位は、主に切削抵抗による変位が考えられ、主な力は刃物台のX、Y方向の変位、送り力はZ方向の変位、背分力はX方向の変位などに各分力が作用することが一般に考えられる。刃物台X方向の変位のうち、バイト切刃形状による変位のちがいについて図5、図6に示す。この図より刃物台の動きは切削主分力や背分力の影響を受け、工具切刃形状により変位の方向は異なる。特に35形バイトでは他のバイトに比較して背分力が非常に大きく、刃物台は反切込み方向に押し戻される。31形、33形バイトでは切込み方向に変位する。

切込み量の影響としては、切込みの増加に比例して変位量は増大する。

NC旋盤と普通旋盤の変位の比較した場合、31形、33形バイトについてはほとんど差は認められない。しかし、35形バイトによる切削時の刃物台の変位差は特に大きく、その原因としては往復台案内面と刃物台の間隔や送りねじのバックラッシュなどの差によるものと考えられる。

33形バイトによる切削加工条件の差による刃物台X方向およびY方向の変位を図7、図8に示す。切削速度の影響としては、特に速度の上昇につれて切削抵抗は減少する。そのため切削速度が高くなるにしたがって変位量は小さくなる傾向を示した。この場合Y方向の変位はX

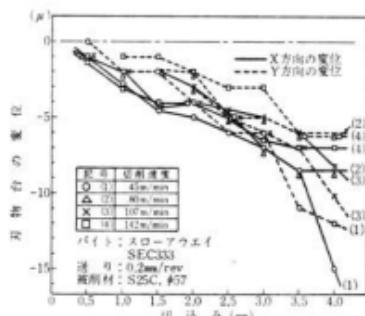


図7 切削速度と刃物台変位 (NC旋盤)

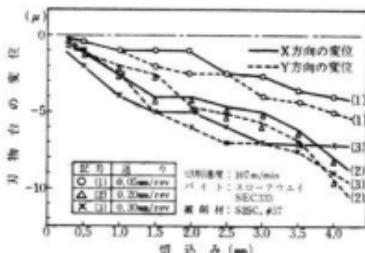


図8 送り速度と刃物台変位(NC旋盤)

方向の変位量に比較して小さな値を示した。

送り速度の影響については、送り速度の増大に比して切削抵抗は増大し、変位量もそれにしたがって増加する。Y方向の変位量はX方向の変位に比較して切込みが大きくなるにつれて変位差が大きくなる傾向を示す。

なお、Z方向の変位については、工具切刃形状や切削加工条件を変化させた場合、変位量は顕著な差が認められなかった。

以上の実験結果より、X方向、Y方向の変位が加工精度におよぼす影響としては、X方向の変位は直接切込量の増減に関係し、Y方向の変位はバイト心窓に影響を与え、いずれも加工誤差の原因となる。

これらの変位をX方向の変位を ΔX 、Y方向の変位を ΔY とし、図9の刃物台モデルの動きにより、 ΔX 、 ΔY による加工誤差はつきの式で求められる。

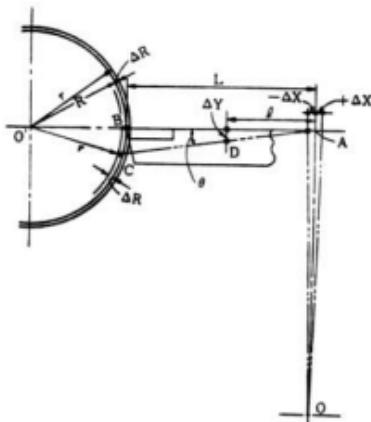


図9 刃物台変位が误差に与える影響

刃物台の変位がない場合の正常な加工半径を R とし、刃物台が変位した場合の切削加工半径を r とすれば、

$\angle AOC$ において

$$\overline{AO}' = R + L \pm \Delta X$$

$$\overline{AC} = L$$

$$\cos \theta = \frac{l \pm \Delta X}{AD} = \frac{l \pm \Delta X}{\sqrt{(l \pm \Delta X)^2 + l^2}}$$

$$\therefore r^2 = (R + L \pm \Delta X)^2 + L^2 - 2(R + L \pm \Delta X)L \cos \theta$$

$$r = \sqrt{(R + L \pm \Delta X)^2 + L^2 - 2(R + L \pm \Delta X)L \cos \theta} \quad (1)$$

$$\Delta R = R - r \quad \dots\dots\dots(2)$$

となる。

R ：刃物台の変位がない場合の加工半径(mm)

r ：刃物台が変位した場合の加工半径(mm)

L ：刃物台中心からバイト切刃先端までの長さ(mm)

ΔX ：刃物台X方向の変位(mm)

ΔY ：刃物台Y方向の変位(mm)

ΔR ：加工半径誤差(mm)

(1)、(2)式にX、Y方向の変位量を代入して計算した場合、Y方向の変位が加工精度に与える影響としては、ほとんど無視できるほど小さい。しかしX方向の変位は、加工精度にかなり大きな影響を与える。

その他の加工誤差要因としては、往復台自体の変形や切削熱によるバイトの伸び、切削抵抗によるバイトのたわみなども誤差要因として加味される。

3.3 加工精度

加工能率向上の手段として、切込みや送り量を増大させて生産性の向上をはかることは常用手段であるが、工具切刃形状や切削加工条件により加工精度はかなり変動する。工具切刃形状が加工精度に与える影響について、NC旋盤による加工精度を図10に、普通旋盤の加工精度を図11に示す。NC旋盤では、35形バイトは設定加工径

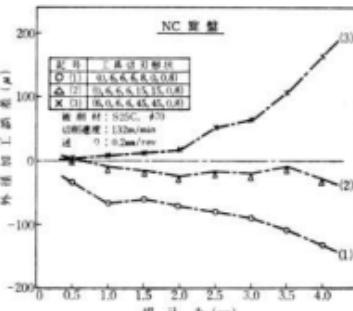


図10 工具切刃形状が加工精度におよぼす影響

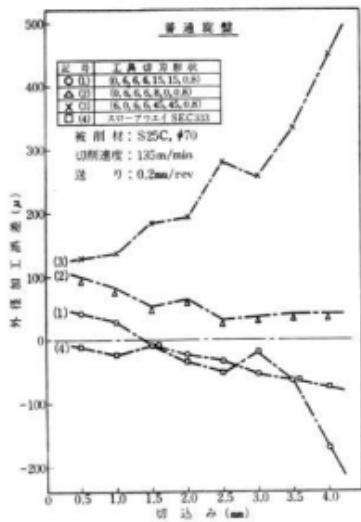


図11 工具切れ形状が加工精度におよぼす影響

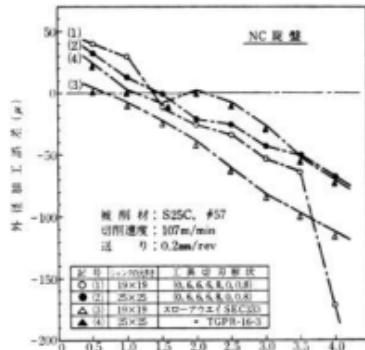


図13 シャンクの大きさと加工精度

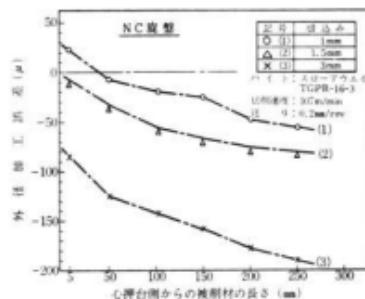


図14 切込量が加工精度におよぼす影響

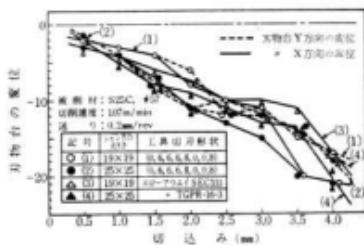


図12 シャンクの大きさと刃物台の変位 (NC旋盤)

に比して径は大きくなり、31形、33形バイトについては径は小さくなる傾向を示し、普通旋盤では加工誤差が31形、35形バイトでは切込みの大小にかかわらず設定加工径に比して径は大きくなり、33形（ろう付け、スローアウエイ）バイトにおいては切込量が増大するにしたがって径は小さくなる傾向がみられる。加工誤差はNC旋盤に比較して普通旋盤の方が大きく、刃物台X方向の変位に比例し、切込みが大きくなるにしたがい増大する。また工具の大きさによっても加工精度は異なってくる。シャンクの大きさと刃物台の変位の関係について図12に示す。図より25角バイトでは19角バイトに比較して剛性がある。

高く刃物台に伝達される切削力は大きく、したがって刃物台の変位量も大きくなる。しかし、加工精度について図13に示すように刃物台の変位に反して、25角バイトの方が加工精度は良好であった。切削加工条件の影響としては、切込み量の大小による影響が一番大きく、図10、図11に示すように切込みが大きくなるにしたがい加工誤差は増大する。一方長軸の加工などでは図14に示すように、加工が進行にしたがい、加工径は小さくなり、加工径の減少率は切込みが大きいほど大である。そのような誤差要因としては、切込量の増大とともに切削抵抗は増大し、切削速度は上昇する。また切削長が長くなるにしたがい、バイトに切削熱は蓄積され、シャンクは熱膨張により切込み方向に伸び加工誤差は増大する³⁾。

4. 結 言

NC旋盤の場合、加工精度におよぼす影響の大きさを要

因の一つである刃物台の挙動について普通旋盤との比較実験を行なったので、その結果を報告する。

(1) 外径加工精度については工具切刃形状が大きく左右し、35形バイトでは設定加工径に比較して外径は大きくなり、31形、33形バイトでは小さくなる傾向を示す。

(2) 加工精度に与える刃物台の変位としてX、Y方向の変位の影響が考えられる。Y方向の変位については、本実験の工具切刃形状や切削加工条件では、いざれも切削主分力により刃物台は押し下げられ、したがってバイトの心は押し下げられるが変位量が少なく、加工精度に与える影響は小さい。

X方向の変位については、工具切刃形状の影響が大きく、主分力、背分力により変位量は左右される。35形バイトでは(+)方向に変位し、31形、33形バイトでは(-)方向に変位する。加工精度としてはNC旋盤は普

通旋盤に比較して良好であった。その理由としてはX方向の刃物台剛性の相違によるものと考えられる。

(3) 切削加工条件による加工精度への影響としては、切込み量の増加とともに加工精度は悪化し、切削長がなるくなるにしたがって加工誤差は増大する。

なお本実験による刃物台の変化量は、往復台上より測定したものであり、往復台そのものの動きは考慮していない。

文 献

- 1) 杉浦守彦: 別冊応用機械工学 No. 5 (1974), 160
- 2) 大越謙: 改訂精密工作便覧 (1958), 75
- 3) 竹山秀彦他: 日本機械学会誌, 第73巻, No. 619 (1970), 74

表面あらさの実験的解析

吉池啓侑,*大野幸彦

1. 緒 言

機械、器具を構成している部品にはそれぞれ多様な機能が要求されているが表面あらさもその一つである。

表面あらさは一般に仕上面あらさと呼ばれ切削機構の解明等と共に重要な課題として多くの研究者に取りあげられさまざまな方面から追求が行なわれ、多くの研究成果が報告されているがなお完全に究明されたとは言えない状態にある。

一つには技術水準の向上に伴い新たな疑問点や問題点が発生すること、又面自体に要求される事項も単に相対的な位置関係のみが求められる寸法形状からの面あらさや、しゅう動面、転動面のような機能を要求される表面あるいは虹面、シボ面のように視覚、触覚が要求される面、電子的あるいは化学的な機能が要求される面など複雑多岐にわたる事も考えられる。

現実の問題としても要求された面精度が得られず困る場合や必要以上の仕上面を作ることによっていたずらにコストアップをまねいている例は非常に多い。

これらは仕上面に要求されている事項に対する無関心あるいは仕上面あらさに関する各要因に対する知識の不足等がその原因ではないかと思われる。

一見すれば単純な仕上面もこれに開く因子は非常に多く、それらの相互関連あるいは交渉する各現象を完全に把握することは不可能に近い。

今回旋削仕上面あらさに関する二三の要因について実験解析を行なうことができたのでその結果について報告する。

2. 実験方法と使用した機器

2.1 使用した機器

実験に使用した主な機器は次のようなものである。

工作機械

山崎鉄工所 MAZC-ACE型旋盤

新潟鉄工所 TYP 45ND型旋盤

昌運工作所 CAZNEUVE型旋盤

MONARCH MONA-MATIC型旋盤

あらさ測定器

RIECKRMAN UNIVERSARS4B

RIECKRMAN TYP-VCW

投影機

ニコン万能投影機

オリンパス工具顯微鏡

2.2 実験方法

2.2.1 構成刃先

機械構造用炭素鋼S25C(焼準)を構成刃先の形成され易い工具材種を用いて低速切削し、任意の時点で切削面から引きはなす事により数種類の構成刃先を採取した。

なお使用した工具はノーズ部の形やその大きさがばらつくことによる運動をさけるため(0, 0, 6, 6, 0, 15, 0)のアロジ型とした。

次に構成刃先の部分を万能投影機を使用して切削時と同じ位置で写真撮影し正射影の形状を求めた。

工具形状がアロジ型であるため写真に撮影された構成刃先の部分は、ほぼ完全に切刃として作用することになる。

また工具先端の構成刃先により生成されるあらさプロフィルは純鉛を切削することにより求めた。

2.2.2 被削材の特性

ほぼ同一寸法形状を持つ工具切刃を選定し、これによつて得られるであろう理想的なプロフィルを求める。

これはあらかじめ純鉛を切削することにより求めている。

次に各被削材を所定の条件下で切削しこのとき得られる仕上面プロフィルをさきに求めておいた理想プロフィルと対応させその差異を調査する。

2.2.3 工具材種

切削速度 40m/min, 60m/min, 切込量 0.5mm, 送り0.2mm/rev で一定とし 各種材質の工具を使用して切削を行ないその時得られる仕上面プロフィルを解析する。

被削材はS25C(焼準)であり工具形状は(-5, -5, 6, 6, 0, 15, 0)のアロジ型として工具の幾何形状が仕上面あらさに影響を与えないようにした。

2.2.4 切削油剤の影響

実験に用いる各材種の工具により純鉛を切削し、各

* 工業技術院機械技術研究所 主任研究技官

工具に対する標準プロフィルを求める。

次いで切削速度40m/min, 送り0.2mm/rev, 切込0.5mmで各切削油剤を供給しながら切削を行ない、それぞれの油剤を使用した場合および使用しない場合に対応するプロフィルを求めてこれと標準プロフィルを対応させる。なお曲面供給量は1.0L/min一定とした。

被削材はS25C(焼準)であり使用した工具種類はP10, P30およびK10である。

2.2.5 切削場霧氷ガスの影響

被削材はS25C(焼準)とし切削速度40m/min, 送り0.2mm/rev, 切込0.5mmの一定条件下で各ガス等温気中で切削する。

使用するガスはそれぞれ活性の異なるものとするために空気、酸素、アルゴン、炭酸ガスとした。

ガス流量は16L/minで一定であり工具はP30, K10およびサーメットを使用している。

各工具に対する標準プロフィルはあらかじめ純鉄船を切削することにより求めておいた。

3. 実験結果および考察

3.1 旋削仕上面あらさに影響する要因の解析

旋削仕上面あらさは種々の要因の影響を受けて変化するが、要因を大別すると確定因子と不確定因子に分類される。

確定因子としては工具の刃部形状、切削条件等があるがこれらが決まるとあらさの理論的な値を決定することができる。

不確定因子も種々のものが考えられるがあらさに対して特に影響の大きなものは境界摩擦と低切削速度領域における構成刃先である。

これら以外にも被削材あるいは工作機械の特性なども不確定因子の中に含まれる。

本項ではこれら不確定因子のうち、構成刃先と被削材の特性が実際に形成される仕上面に対してどのような影響を及ぼしているかを解析する。

3.1.1 あらさ幾何式

構成刃先の形状は通常の切削工具に比べて前切刃角および横切刃角が大きくなっている。ノーズ半径も持っているがその値は非常に小さい。

従って前、横切刃に相当する部分が直接切削に関係してくるため従来の幾何式を用いて仕上面あらさの大きさを計算することはできない。

図1において φ : 前切刃角, δ : 横切刃角, R : ノーズ半径そして f : 1回転当たりの送りとすれば前、横切刃が直接影響を与える限界送り量は

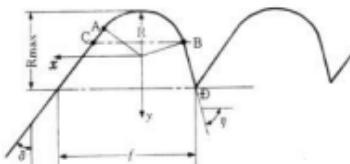


図1 仕上面あらさのモデル

$$y \approx R \frac{[1 - \sin(\delta - \varphi)]}{\cos \delta} \quad (1)$$

で示される。

またこのとき生成される仕上面あらさ R_{max} は

$$R_{max} = R + \frac{1}{\cos(\varphi - \delta)} \cdot (f \sin \varphi \cdot \cos \delta - R \sin \varphi \cdot \cos \delta) \quad (2)$$

により求めることができる。

3.1.2 構成刃先の影響

図2～図4に生成された構成刃先とこの構成刃先を用いて純鉄船を切削したとき形成された面あらさのプロファイルの一例を示す。

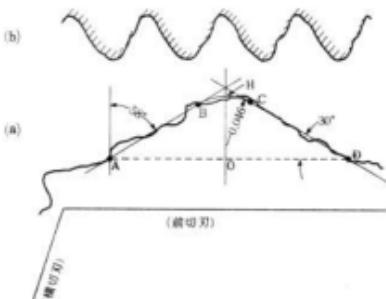


図2 構成刃先とあらさプロフィルの対応1

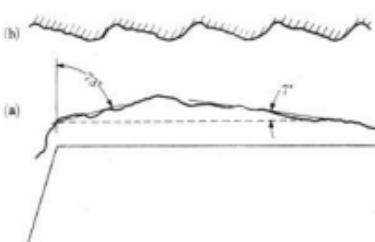


図3 構成刃先とあらさプロフィルの対応2

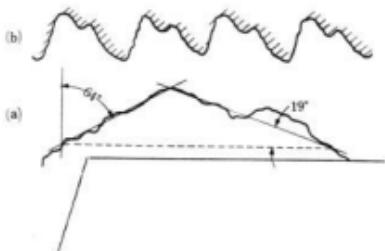


図4 構成刃先とあらさプロフィルの対応3

図2の切刃形状を(2)式に代入して数値を求めるとき、 R_{max} は 52μ となる。

図2(b)から測定した値は 48μ でありほぼ等しい値を得ることができる。

この構成刃先の形状から考えると、生成される仕上面あらさのプロフィルの高さはOHに相当するはずであり、この高さから生成されるであろうと推測されるあらさの値は 51μ である。

これらの数値の差はノーズ半径の決め方や切刃角度測定時の誤差などにより生じたものと思われる。

他の構成刃先に関する幾何学的形状、計算値、高さ、およびプロフィル実測値などを表1に示す。

表1 構成刃先諸元

	構成刃先の形状		構成刃先の高さ	計算値	実測値
	前切刃角	横切刃角			
1	30°	58°	0.046	0.050	0.048
2	13°	74°	0.061	0.024	0.022
3	13°	63°	0.128	0.024	0.023
4	7°	73°	0.046	0.018	0.018
5	19°	64°	0	0.044	0.058
6	23°	52°	0.039	0.045	0.047

各構成刃先とも純亜鉛面に転写されたプロフィル絶対値とよく対応しており、従って構成刃先端の幾何学的形状が仕上面あらさを決定していると考えられる。

しかし、これは生成された構成刃先が変動しない場合について言えることであり、実際に鋼などを切断するときのように構成刃先の大きさや形がたえず変動する場合には、工具形状や切込量が変化することに相当し、仕上面全体としての表面あらさは変動することになる。

また、低速領域の仕上面あらさで観察されるプロフィル周期性のみだけは、工具先端に生成される構成刃先の位置がたえず変動するためと思われる。

3.1.3 被削材の特性

図5に鉄FC20を切削した時得られた仕上面あらさプロフィルと純亜鉛を切削して得られたプロフィルを示す。

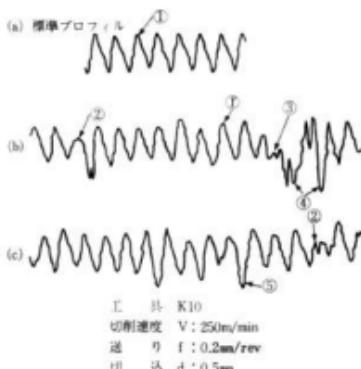


図5 鉄FC20切削時の仕上面あらさ

鉄の場合は標準プロフィルとかなり様相を異にしていることが理解される。

最も顕著なことは(a)の①にみられるような送りマークが鋭利な形状を持つプロフィルが比較的少ないとある。

これはFC20が脆性の高い被削材であるため応力の集中し易い①の部分に本来の切削と異なる破壊が発生するためであると思われるが、この現象はあらさを増加させる効果は持っていない。

この傾向が強く現われたものがプロフィル(b)に④で示した部分で、これは前述した破壊と被削材に潜伏していた内部欠陥の両者がプロフィルにピックアップされたものと思われる。

④、⑤の部分ではあらさの絶対値が増加しているが先端が細くなっている、被削材に存在していたピンホールと考えられる。

以上鉄切削時のあらさの増加分は被削材の内部欠陥の影響を強くうけていることが明らかである。

図6はS15C(焼準)のプロフィルである。

仕上面全体にうねりが形成されており標準面あらさとは明らかに異なるが個々のプロフィルについては大差は

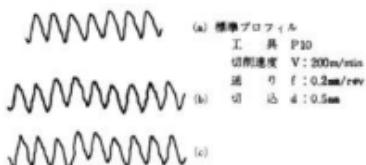


図6 廉素鋼 S15C 切削時の仕上面あらさ

なく、弹性回復が生じたと考えられる部分も明らかにできなかった。

図7はS55C(焼単)の場合であるがこのプロフィルについても標準プロフィルとの差異は明確に把握できない。

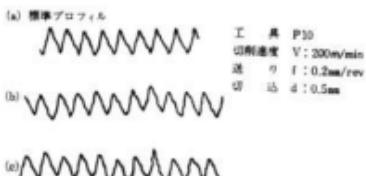


図7 廉素鋼 S55C 切削時の表面あらさ

図8はステンレス鋼の場合である。

この場合、標準プロフィルと比較してみても④に示すように形状が一致しており工具摩耗は発生していないと考えられる。

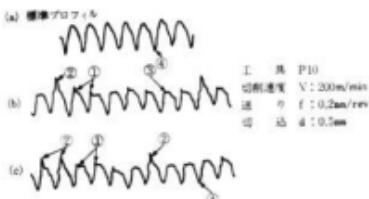


図8 ステンレス鋼切削時の仕上面あらさ

従ってこの場合の差異は送りピッチ境界部に認められる小さなピーク④と不規則な位置に見られるピーク③及び頂上部の欠けた④であることになる。

これらの現象は被削材のもつ加工硬化性と切削時に切刃近くに生ずる塑性変形により生じたものではないかと思われる。

3.2 構成刃先の抑制による仕上面あらさの改善

本項では構成刃先を抑制することにより仕上面あらさを改善する切削方法について考察する。

構成刃先の生成には被削材と工具材の親和性と被削材の持つ加工硬化性が大きく影響するとされており、これら二つの要因のうち、どちらかが満足されなければ構成刃先は生成されないと考えられている。

3.2.1 工具材種の影響

切削加工に使用される各種の工具材質はそれぞれ成分製法、機械的性質、化学的性質が異なっている。

従って被削材、加工条件等を一定としたときは、それぞれの工具材種と被削材の親和性は異なるはずである。

図9及び図10に切削速度 40m/min で得られた仕上面あらさプロフィルとその値を示す。

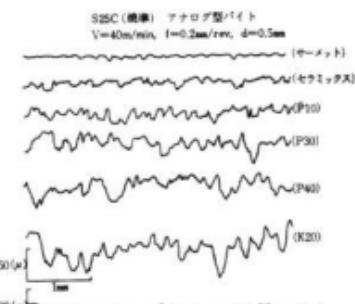


図9 工具材種による仕上面あらさの相異

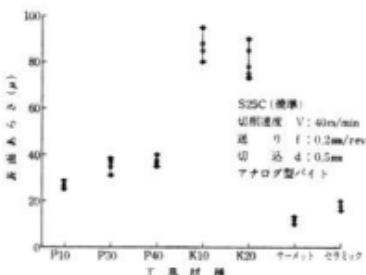


図10 仕上面あらさに及ぼす工具材種の影響

図10からわかるように同一切削条件であっても仕上面あらさは非常に異なりK系統が最大値を示し、次いでP系統、セラミックス、セラミットの順に小さくなっている。

またP系統の場合にはグレードによってあらさの値は変化しており工具硬度が低くなる程あらさが大きくなりP40に至ってはK系統に類似した様相を示している。

これらに対してセラミックス、サーメットを用いた場合はあらさの値も小さく、プロフィルにも送りピッチに相当する周期性も認めることが出来る。

図11に切削速度 60m/min の場合について示す。

40m/min の場合と比較すればあらさの値が全体的に小さくなっているのみで傾向的には同じであり、切削速度による効果であると思われる。

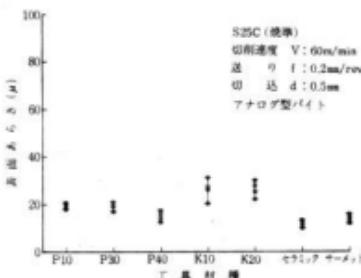


図11 仕上面あらさに及ぼす工具材種の影響

表2に使用した工具の化学成分を示す。

この表と図10に示される結果を対応させて見ていくと工具中に含有されているチタンの量と仕上面あらさの関係である。

表2 化学成分

工具	WC	CO	TiC+TaC	熱伝導率
P10	66~70%	6~8%	24~26%	0.07
P30	80~84%	8~10%	8~10%	0.14
P40	82~86%	10~12%	4~6%	0.14
K10	92~94%	6~8%	0%	0.24
K20	90~93%	6~8%	1~2%	0.24
TS	TiC+N=100%			0.06~0.08
AS	Al ₂ O ₃ =100%			0.02

P系統を例に取るとチタン含有量が増加するに従って仕上面あらさは小さな値となり TiC が主成分であるサーメットになるとその値はさらに小さなものになる反面、大きなあらさ値を示すK系統にはチタンが全く含まれていないか又は含まれても極微量である。

これらの結果と仕上面プロフィルから見て工具表面に存在するチタン化合物（後述するガス雰囲気中の切削に対する解析結果から考えるとおそらくはチタン酸化物）が工具と切削の直接接触をさまたげ、そのため構成刃先が生成されにくくなる、そのためにチタン含有量の多いものは仕上面あらさが小さくなつたと考えられる。

セラミックスが小さなあらさを示したのはその主成分である Al₂O₃ が非常に安定な化合物で標準自由エネルギーが低く被削材との親和性も非常に低く、構成刃先が発生しないためと考えられる。

3.2.2 切削油剤の影響

切削油剤を供給することにより工具すぐい面に潤滑性を持つ膜を形成して工具と切削の直接接触を妨げ、親和性を低下させて構成刃先を抑制することが考えられる。

表3に使用した油剤の成分を示す。

図12は各油剤を供給しながら切削したとき得られた仕上面あらさの絶対値の比較である。

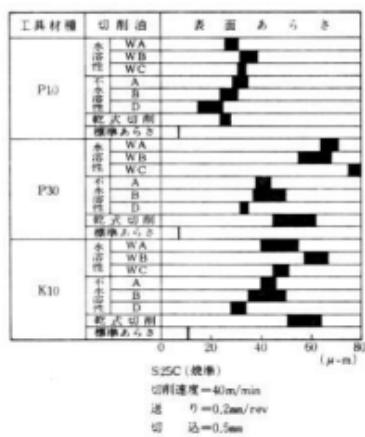


図12 仕上面に及ぼす切削油剤の影響

いずれの工具に対しても不溶性油剤を用いた場合に仕上面あらさを幾分改善することが出来た程度であって顕著な効果を見出すには至らない。

唯、不溶性油剤Dを用いた場合、仕上面あらさは乾式切削より改善されている。

反面水溶性油剤は仕上面を悪化させる傾向が見られる。

これは水溶性油剤の常として潤滑性よりも冷却性能に

重点が置かれるため、乾式及び不水溶性油剤を用いた場合よりも刃先温度が低くなり、これが切削速度を低下させたと同様な効果をもたらしたものと思われる。

いざれにしてもこの実験の対象となった速度域では仕上面あらさに対する効果は一二の例をのぞき十分なもの期待できないと思われる。

3.2.3 切削場雰囲気ガスの影響

すでに述べたように工具表面に被膜を形成して切屑との親和性を低下させることにより構成刃先を抑制することができるのはである。

このような被膜を常温、常圧のガス雰囲気中で生成することができるなら、その取扱いが簡便であることもあり大変有利であると思われる。

図13にサーメット工具によって得られたガス雰囲気中での仕上面プロフィルを示す。

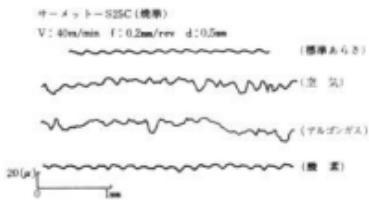


図13 雰囲気ガスの効果

標準プロフィルと比較して明らかな様に、空気中で切削した場合でも仕上面あらさはかなり大きくなっているが、それでも適量に相当するプロフィルの周期性は存在している。

しかし同一切削条件下でのアルゴンガス雰囲気中で得られたプロフィルにはこの周期性がほとんど見られず、あらさの絶対値も非常に大きくなっている。

これらに対して酸素雰囲気中で得られたあらさプロフィルはその絶対値も標準あらさとはほぼ同じであり、しかも周期性も明確に現れている。

これらの傾向は他の工具材種について行なった実験結果からも、ほぼ同様であることが確認された。

図14に3種類の工具によって得られたあらさの絶対値を示す。

いざれの工具の場合でも酸素雰囲気中で得られた値が最小値を示している。

これは今回実験に用いられたガスの中では酸素が最も活性が高く、当初の目的であった工具表面に被膜（この場合は酸化被膜）を作る能力が強いためであると考えられる。

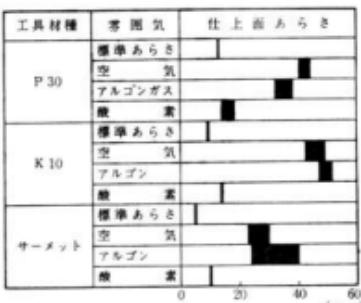


図14 仕上面あらさに及ぼす雰囲気ガスの影響

しかし酸素は反面ではその活性の高さのため危険な气体であり特に生産工場のようにオイルミストやダストの多い場所で用いるのは好ましいことではない。

そこでこれにかわる気体として炭酸ガスを検討した。

図15にその結果を示す。

この図から、いざれの工具を使用した場合でも炭酸ガ

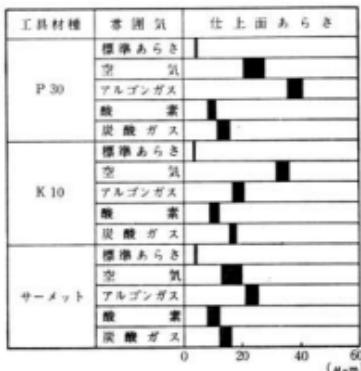


図15 仕上面あらさに及ぼす雰囲気ガスの影響

ス雰囲気中で得られた値の方が空気中で切削した場合より小さく、酸素雰囲気中でのあらさについて小さいこと

がわかる。

これらのことから酸素のかわりに炭酸ガス雰囲気とすることで仕上面を改善することが期待でき、作業の安全性も確保できると考えられる。

表3 切削油剤成分表
水溶性油剤

成分・仕様	油剤名	一般的エマルジョン	塩素系エマルジョン	硫黄系ソリュブル
鉛油		84	70	15
塩素化パラフィン			13	
硫黄化脂肪油				5
陰イオン界面活性剤		13	13	35
非イオン界面活性剤		2	2	
亜硝酸ソーダ				2
防腐剤		0.1	0.4	0.1
非鉄防錆剤		0.2		0.2
消泡剤				0.1
水		1	2	43
使用倍率		20	20	30
希釈液外観	白色エマルジョン	白色エマルジョン	透黄色透明	
PH(希釈液)	10.2	8.5	8.8	
J I S区分	W1種1号	W1種1号	W2種1号	

不水溶性油剤

油剤名	成 分	粘度	J I S区分
不水溶性油剤 (A)	脂肪油(酸化防止剤0.3含有)	20%	R50
	鉛油	80%	75±5 相当
不水溶性油剤 (B) (極圧剤添加)	塩化脂肪酸エステル	10%	R50
	塩化パラフィン (酸化防止剤0.3含有)	10%	2種3号 相当
不水溶性油剤 (D) (極圧剤添加)	塩素含有量 7.2%		
	塩素化脂肪酸エステル	5%	
	塩化パラフィン	5%	
	合成硫黄化合物	10%	R50
	硫化鉛油(酸化防止剤0.3含有)	80%	75±5 相当
塩素含有量 3.6%, 活性 硫黄含有量 2.3% 全硫黄含有量 3.3%			

4. 結 言

非正常領域において切削を行なう場合、仕上面あらさに影響を与える要因は大別すると確定因子と不確定因子

に分類される。

本実験では不確定因子のうち構成刃先と被削材特性が実際に形成される仕上面に及ぼす影響を解析し、最も大きな影響を与えると思われる構成刃先を抑制して仕上面あらさを改善する方法を試みた。

これらにより得られた結果は次のようなものである。

(1) 構成刃先が存在する場合は従来の幾何式を用いて仕上面あらさを算出することができない。

このため構成刃先に適用できる幾何式を求めた。

(2) 構成刃先端の幾何形状が仕上面あらさを決定している。

仕上面あらさプロファイルに見られるみだれは工具先端に生成される構成刃先の位置、形状、大きさがたえず変動するためである。

(3) 被削材の冶金的性質、機械的性質も仕上面あらさに影響する。

鉄鉱ではビンホール等の内部欠陥、ステンレス鋼では加工硬化及び塑性変形の影響が顕著であったが他の被削材種も含めて、弾性回復による変化は明らかにできなかった。

(4) 工具材種により仕上面あらさは変化する。

同一条件で切削する場合、最も大きなあらさを示すものはK系統であり、次いでP系統。セミティックサーメットの順であるが同じP系統でも硬度の低いものは程仕上面あらさは大きくなる。

これは工具材種によって被削材との親和性が異なるためと考えられる。

(5) 切削油剤によるあらさの改善については充分な効果が得られず、特に水溶性油剤を用いた場合には乾式切削よりあらさが増加する傾向が見られた。

不水溶性油剤を用いる場合は硫黄および塩素を極圧剤と混入したものが仕上面あらさの改善に効果的であると考えられる。

(6) 切削場の雰囲気は仕上面あらさに対して顕著な影響を与える。

切削場を酸素雰囲気とすることで仕上面あらさは標準あらさに非常に近い値にすることが可能、炭酸ガス雰囲気も効果的であるがアルゴンガスは一般的に空気中の切削で形成されたあらさよりも大きな値を示す。

この研究は工業技術院機械技術研究所生産工学部において行なったものであり、終始熱心に御指導いただいた竹山秀彦生産工学部長、大野幸彦主任研究技官にお礼を申し上げます。

昭和49年9月20日印刷
昭和49年9月30日発行

福集兼行 広島県立呉工業試験場

〒737 呉市西中央3丁目6-21
TEL 呉局(0823) 643846

支場 〒720 福山市山手町砂畠
TEL 福山局(0849) 2732

印刷所 中本総合印刷株式会社

広島市大洲5丁目1番1号
TEL 422146