

呉工業試験場報告

No. 16

October, 1973

目 次

一 報 文 一

- | | | |
|------------------------------------|--------------------------------|----|
| 1. 研削砥石の選定について | 南良良治, 吉池啓伸 | 1 |
| 2. バイト突出し量が工具剛性に与える影響について | 山崎隆志, 正岡 忠 | 10 |
| 3. キュボラの鳴動現象について模倣実験の試み | 中塩武之, 検垣和生, 斯波信雄 | 14 |
| 4. 軸流送風機用消音器の実験的研究 | 大下 巖, 斯波信雄, 検垣和生, 中塩武之 | 19 |
| 5. 研削盤設置箱の振動 | 検垣和生, 大下 巖 | 25 |
| 6. 高炭素鋼の圧縮抵抗について | 横山宏樹, 却山健行, 鈴木 寛, 加誠正義 | 29 |
| 7. ノーガスアークによるすみ肉溶接施工法について | 野地英治, 蒲田政信, 片山義孝 | 33 |
| 8. ノーガスアーク溶接による平板ビード形状におよぼす溶接条件の影響 | 野地英治, 片山義孝, 蒲田政信, 芳野光利 | 39 |
| 9. 鋼溶接部欠陥のX線検査超音波探傷試験と強度について | 芳野光利, 蒲田政信, 野地英治, 片山義孝 | 44 |
| 10. アルミニウム合金鋳物の気密性向上に関する研究 | 内藤達也, 中村和清, 原 啓彦, 世良時夫 西川浩成 | 50 |
| 11. 有機自硬性珪型の高温性質におよぼす砂の影響 | 原 啓彦, 中村和清, 西川浩成, 橋本幸則 | 60 |
| 12. 炭プラスチックおよび麻油の常圧熱分解実験について | 関 守雄, 浦原敏博, 東正十郎 | 64 |
| 13. アタクチックポリプロピレンの加圧分解とその有効利用について | 浦原敏博, 関 守雄, 東正十郎 | 72 |
| 14. かき殻飼料工場の美じん排水処理について | 藤本宗之, 丸下清志 | 77 |

一 ノ ー ト ー

- | | | |
|------------------|------------|----|
| 15. 鋳造技術コンクール雑記 | 福山支場 | 80 |
| 16. 機械工法と鍛造工法の比較 | 大下 巖, 検垣和生 | 83 |

抄 録

兵工業試験報告 (No. 16)

円筒研削作業に関する研究 (第8報)

研削砥石の選定について

南良良治, 吉池啓備

S45C熱処理材を被削材とし、現場で最も多く使用されているWA砥石を主とし、各砥石の粒度、研削条件を種々に変えて円筒ラッパース研削を行ない、目直し研削研削量、研削面あらさ、砥石摩耗量などを測定した。

本実験より、円筒研削作業における能率と研削精度からみれば最適砥石の選定と各砥石の効果的使用法ならびに特性を明らかにした。

兵工業試験報告 (No. 16) p. 1~9

騒音、振動に関する研究 (第8報)

キューボラの噴動現象について模型実験の試み

中塩武之, 松垣和生, 新波啓雄

キューボラの噴動時には、本体内に圧力変動が生じており、その周波数は電動騒音周波数と一致する。圧力変動を助長すると考えられる、本体の共振特性実明を目的に、模型キューボラによる音響実験を試みた。要に羽口比、投入口の閉閉、材料投入量の特性への影響を試みた。その結果は、(1)キューボラの共振特性は鋭く、電動騒音および圧力変動の分析結果と傾向が似ている。(2)羽口比の変更、投入口の閉閉は共振特性に影響しない。(3)材料投入量を増すと単純共振が顕れる。

兵工業試験報告 (No. 16) p. 14~18

バイト突出し量が生具剛性にも与える影響について

山崎隆志, 正岡 忠

びびり現象の解明のためバイトの刃先形状、切削高さ、シャンク断面形状の変化と振動周波数の関係調べた。

本実験によりバイト突出し量によって固有振動数および切削時の振動数は双曲線に変化する。また横切刃角の増大と横すくい角の減少は振動数を低下させる。シャンク断面形状の小さい程また切刃の高くなる程振動数は減少する。切削音の周波数とバイトの振動数は一致するなどの関係を明らかにした。

兵工業試験報告 (No. 16) p. 10~13

軸流送風機用消音器の実験的研究

天下 巖, 新波啓雄
松垣和生, 中塩武之

送、排風機は生産設備の付帯設備として多くの現場で使用されているが騒音レベルが高いため公害源として指摘され易いものである。本研究は現在数多く使用されている各種の軸流送風機の消音装置を開発するために騒音に関する諸種の実験を行い送風機に起因する騒音は風切り音が支配的であることが発生音を低減せしめるには特殊な形状の騒音中子を挿入したダクト型消音器が有効であることを確認し各種送、排風機の容量、型式に適合した消音器を試作し16dB(A)以上の消音効果をもつ小型、軽量の実用的消音器を開発した。

兵工業試験報告 (No. 16) p. 19~24

興工業試験報告 (No. 16)

研削盤或重箱の振動

楢垣和生、大下 敏

研削盤に組み込まれた吸塵箱の振動は研削精度に大きな影響を及ぼす。薄板材(3.2mm)を使用した吸塵箱の振動の主因は吸塵プロアールによる吸塵箱内の空気の振動で吸塵箱自由表面をリップで排気するか、9mm材を使用し剛性を高める必要がある。さらに本体と吸塵箱との間に防振ゴム(10mm厚)をそう入することにより吸塵箱からの振動を防止することができる。研削盤の主振音源は吸塵プロアールからの風切音で吸塵箱排風口のエッジは少ない構造がよい。

興工業試験報告 (No. 16) p. 25~28

塑性加工に関する研究 (第7報)

高炭素鋼の圧縮抵抗について

横山宏樹、刈山信行、鈴木 寛、加藤正義

金属材料を冷間で成形するには変形抵抗や種々限界など変形能を知る必要がある。本研究はやすりの素材である1.2%C鋼に各種熱処理をして組織を変え、50%引張試験機で2mm/minの静的な速度で圧縮試験を行ない変形能におよぼす材料の組織や素材がたさなどの影響を調べた。さらに両面潤滑と圧縮歪比、両面潤滑の有無と試験片の横ぶくらみの関係を検討し、変形能に関するいくつかの現象について知見を得た。

興工業試験報告 (No. 16) p. 29~32

半自動溶接に関する研究 (第4報)

ノーガスアークによるすみ肉溶接施工法について

野地英治、蒲田政信、片山義孝

交流電源を用いたノーガスアーク溶接法による水平すみ肉溶接の施工法を確立するため、溶接電流、溶接速度、トーチのねらい位置などの諸因子のビード断面形状ならびに表面試験による欠陥発生におよぼす影響を調べた。分散分析法にもとづいて解析した結果、溶接条件とビード断面形状との関係、溶接条件と欠陥との対比性を明らかにした。

興工業試験報告 (No. 16) p. 33~38

半自動溶接に関する研究 (第5報)

ノーガスアーク溶接による平板ビード形状におよぼす溶接条件の影響

野地英治、片山義孝、蒲田政信、野野光利

溶接電流、溶接速度、突出し長さ、トーチの保持角度、溶接速度を変化させて、平板上に溶接ビードを置き、溶込み深さ、余盛り高さ、ビード幅を測定した。分散分析法にもとづいて解析した結果、溶接条件と平板ビード形状との関係が明らかとなった。また溶接条件と欠陥との関連性についても考察を加えた。

興工業試験報告 (No. 16) p. 39~43

鋼管接部のX線検査、超音波探傷試験と強度について

芳野光利, 蒲田政徳, 野地英治, 片山義孝

溶接部の適正な検査法を確立するため欠陥をX線検査及び超音波試験により比較し、強度に及ぼす影響についても検討した。溶接部に人工の溶込み不足を作製し、両検査法により比較した後引張試験を行なった。左右方向の欠陥長さについてはエコー高さの包絡線における70%の長さに近い値を示したが、裏行についてはばらついた。強度については欠陥率が3%以下は問題ない。

農工業試験場報告 (No. 16) p. 44~49

自硬性珪型に関する研究 (第7報)

有機自硬性珪型の高温性質におよぼす砂の影響

原 信彦, 中村和清, 西川浩成, 橋本幸男

有機自硬性珪型は崩壊性がすぐれているが、しばしば鋳造欠陥の問題となる。骨材に三葉、フラタリ、クロマイト、ジルコンの4種の砂と粘結剤としてXフランとリノキアを使用し高温性質と鋳造欠陥を調べた。急熱膨張量は砂では三葉、フラタリが、粘結剤ではXフランが大きく、ガス発生量はリノキアが多い。ペイニングは砂で三葉、フラタリ、粘結剤でリノキアを使用したものに多く発生し、鋳付メザンは砂でクロマイト、粘結剤でXフランを使用したものに多い。

農工業試験場報告 (No. 16) p. 60~63

アルミニウム合金母物の溶解技術に関する研究 (第2報)

アルミニウム合金母物の気密性向上に関する研究

内藤達也, 中村和清, 原 信彦, 世良時夫, 西川浩成

アルミニウム合金母物にはピンホール、ミクロポロシティが発生し気密性をそこなう例が多い。この気密性を向上させるためAC2A地金で溶解および溶解処理条件が気密性におよぼす影響を気相、減圧原因、密度試験を行なった。溶解温度が高くなるほどガス吸収量が増しピンホールを発生する。溶解に減圧、ガス吹込み、微細化、改良処理を施すとガス欠陥の発生が少なく密度も高くできる。しかし減圧処理とガス吹込み処理したものは反間吸収ポロシティを生じやすく気密性が低下した。改良処理したものはガス欠陥、気密性ともに良好である。

農工業試験場報告 (No. 16) p. 50~59

産業薬物の有効利用に関する研究 (第1報)

農プラスチックおよび廃油の常圧熱分解について

岡 守敏, 瀧原敏博, 東 正十郎

APPは400°C以上で容易に分解し、高温分解則高沸点油に富む。触媒効果はMS-5A>天然ゼオライト>金属Niの順であった。PP、PEの分解生成油は無硫黄高カロリックより燃料に適す。PSは高収率がモノマーが得られる。含PVC混合廃プラスチックは脱塩素、ポリエチレン生成より更に検討を要す。廃油は低硫黄、高カロリック燃料油が得られるが悪臭大で、生成ガスはH₂Sを含むので脱硫を要す。

農工業試験場報告 (No. 16) p. 64~71

抄 録

産業薬物の有効利用に関する研究 (第2報)

アタクチックポリプロピレンの加圧熱分解とその有効利用について

浦野敏博, 関 守雄, 東 正十郎

アタクチックポリプロピレンの有効利用のため、第1報の常圧下のもとの熱分解に続いて、オートクレーブ中加圧下のもとで熱分解を実験的規模で行なつて、燃料油としての有効利用を検討した。分解油はガソリン留分から軽油留分に到るイオウ分を含まない燃料油としての利用が期待出来る。場合によっては、適当に留分カットを行なつて、燃料油として使用可能であり、さらに分解油を、高イオウ重油に混合して、重油のイオウ分を低下させて利用する方法も検討した。

農工業試験報告 (No. 16) p. 72-76

かき製鋼材工場の臭しん排水処理について

藤本宗之, 大下清志

かき (社) の貝殻を粉碎して、養魚用飼料・肥料を製造する工場の固式兼懸掛排水は、SS 1,000~2,000ppm 透明度 0.5以下できわめて汚染されている。SSは90%前後が貝殻によるもので、その粒度分布は5ミクロン以下が全体の8以上を占めていた。この排水を0.1~0.6ml/時の処理能力をもつプラスチック製実験装置を使い、三通りの沈殿法で比較処理した結果、縦集沈殿法により90%以上のSS除去率が得られた。

農工業試験報告 (No. 16) p. 77-79

銑造技術コンクール報告

福山支場

福山地方銑造工業(協)主催の、第5回県東部銑造技術コンクールは参加12社で行なわれ、審査が3月15日、表彰式が3月20日であった。課題はVフリーで、生型銑造品である。材質試験では引張強さの不合格が多く、寸法精度では旋方向の寸法差が大きいことが目だち、外観、切面検査ではとくに問題となるものは少なかった。上位入賞品の歩留は82~86%であった。銑造方針は各社各様であったが、御コボにも大型を使用した製品が、上位入賞したことは注目される。

農工業試験報告 (No. 16) p. 80-82

製造配水池築造工事における騒音、騒音機械工法と築造工法の比較

大下 敏, 松田和生

建設工事による騒音、振動はしばしば公害問題となるものである。本報告は京都市道局築造配水池工事に伴う騒音、振動公害の未然防止のために工法の決定に先立ち、既工式で保有する類似工事のデーターを解析し製造業用工事における公害発生要因の予測を行い、工法の決定の助言および採用工法(機械工法)による公害の追跡調査を行ったものであり結果は無公害であった。

農工業試験報告 (No. 16) p. 83-88

円筒研削作業に関する研究 (第6報)

研削砥石の選定について

南 良 良 治, 吉 池 啓 佑

1. 緒 言

研削砥石の選定については、加工物や加工方法、要求される研削精度などによりその基準を変えねばならない。一般に砥石の選定は、JIS B4051「研削トイシの選択標準」や、各砥石メーカーなどの推しよ品種などを基準として研削作業が行なわれているのが現状である。

しかし、これらは生産能率や製品品質(形状、寸法精度、面品位)が主対象となる一般生産現場における研削作業条件の資料としては不十分である。

研削作業には自由研削や重研削のように研削精度をある程度無視して自生発刃を効果的に利用した研削法と、本来の目的である研削精度を重要視する精密研削とがあり、精密研削では精度の保持のため、研削開始一砥石切れ鈍化一砥石寿命一直直という過渡的研削¹⁾が行われるのが通常である。このような過渡的研削過程において、被削材 S45C 熱処理材 (850°C 水冷投入) を、一般

生産現場で最も多く使用されている WA 砥石を中心に各砥石の粒度を変えて種々の研削条件により実験を行ない、直直し間研削量、研削面あらし、砥石摩耗量などを測定し、供試材の円筒トラバース研削における最適砥石ならびにそれぞれの砥石の特性と効果的使用法ならびに取扱ひ方法の選定を目的に実験を行なったのでその結果を報告する。

2. 実験方法及び機材

研削砥石の種類(特に粒度)を変え、供試材の円筒トラバース研削を行ない、その時の研削動力、研削面あらし、砥石摩耗量、研削量などを測定し、各砥石の性能について比較した。

2.1 研削実験方法

実験方法は図1に示すような工作物を心押台側で規定切込みを与え、研削幅300mm、とりしろ(直径で)0.2mm 研削して、砥石寿命点までの上記実験および測定をくり

表1 研 削 条 件

| | | | | |
|---------------|----------------------------|---|-----------|-------------------------|
| 砥 石 | 種 類 | A60 J, WA60 J, WA80 J, WA120 I, WA150 J | | |
| | 砥 石 の 形 状 | 305×50×127 | | |
| 供 試 材 | 材 質 | S 45 C | 硬 度 | HRC(信頼率95%) 60.0±1.3 |
| | 直 径 | 52mm~51mm | 研 削 幅 | 300mm |
| 機 械 | 万能研削盤(振り 300mm 心間距離 500mm) | | | |
| 研 削 方 式 | 円筒トラバース研削 | | | |
| ドレッシング 条 件 | ドレッサの種類 | 単石ダイヤモンドドレッサ | ドレッサ形状 | 先端半径R0.5 2 Calt |
| | ドレッサ送り速度 | 0.2~1.0 m/min | ドレッサ切込量 | 0.01mm |
| 研 削 条 件 | 砥石回転数 | 1750 r.p.m. | 砥石周速 | 約 1600 m/min |
| | 工作物回転数 | 112 r.p.m. | 工作物周速 | 約 16 m/min |
| | 切 込 量 | 0.005mm | スパークアウト回数 | 1 回 |
| | 送 り 速 度 | 0.5~1.0 m/min | 速 度 比 | 約 100 |
| 研 削 液 | 種 類 | ジョンソン ワックス | 希 釈 率 | 60 倍 |

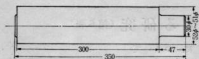


図1 被削材の形状および寸法

表2 被削材の化学成分(%)

| C | Si | Mn | P | S |
|------|------|------|-------|-------|
| 0.46 | 0.25 | 0.80 | 0.017 | 0.020 |



焼入温度 850°C 水流入(×400)

写真1 被削材の組織

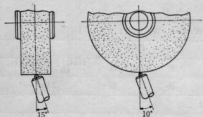


図2 ドレッサー取付角度

返し行なう。

2.2 研削条件

研削加工条件を表1に、供試材の化学組成を表2に示す。写真1は試料横断面表面層の顕微鏡組織であり、マルテンサイト組織を示す。

2.3 目直し条件

新しい研削面を得るため、荒取りされた砥石に対して切込0.02mm,送り0.8m/minで目直しを行なって、砥石

作業面をそろえた後、表1に示す形状の単粒ダイヤモンドドレッサーを、図2の取付角度で所定の条件により、5 Pass 目直しを行なった。

2.4 測定方法

2.4.1 研削量

研削前後の工作物の直径をマイクロメーターで測定し、これを累積して研削量を算出した。

2.4.2 研削動力

電力記録計により入力電力を測定し、負荷電力と研削開始時の無負荷動力との差を正味動力値として測定した。

2.4.3 研削面あらかさ

砥石切込量の合計が0.1mmごとに被削材を研削盤から取りはずし、触針式表面あらかさ計により $R_{max}(\mu)$ 値の測定を行なった。

2.4.4 砥石摩耗量

砥石切込量の合計が0.1mmごとに、砥石作業面に設けた基準面から研削作業面までの高さの変化量を電気マイクロメータにより検出し、熱ペンレコーダにより記録、測定した。

2.4.5 研削比

研削比 = $\frac{\text{削除された被削材の体積}}{\text{消耗した砥石体積}}$ で算出した。

各体積の測定方法は上記(1)、(4)項に示す。

2.4.6 使用機器

円筒研削盤: 豊田工機 RU-28-50

電力計: 横河電機 KER-30

表面検査機: 小坂研究所 RJ-2

電気マイクロメータ: 安立電気 K-402A

熱ペンレコーダ: 渡辺測器 WTR-201

2.5 砥石寿命について

目直しされた研削砥石により研削加工を行なう場合、研削量の増加とともに砥石が摩耗し、切刃が鈍化するこ

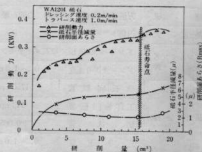


図3 研削砥石の寿命特性

とにより研削動力はある点をこえると急速に増大または減少する。その一例を図3に示す。

研削加工面の品位に関しては、砥粒切れ刃の摩滅的摩擦が進行して砥石作業面といわゆる目つぶれ状態を呈し、研削動力はある点をこえると急増し、研削面は焼け、びびりなどを発生する結果となる。

一方研削精度の劣化は、研削過程における砥石の減耗にともなう砥石作業面状態の変化による。研削動力は砥石の切れ味低下にしたがって上昇し、ある点をこえると自生発刃作用により切れ味は回復せられるが、仕上面あらかさ、砥石摩耗量は急激に増大する。このとき切刃自生作用により砥石作業面に凹凸むらができるのでびびりやうねりなどを生じて研削精度は著しく低下し、この状態における研削継続は振動などをともない好ましくない結果を招く。よって、この点を寿命点とした³⁾。

3. 実験結果および考察

3.1 研削動力について

研削動力は砥石摩耗量や研削面あらかさにくらべて、研削過程中の研削作用の変化に最も敏感であり、研削面品位の低下（焼け、びびりの発生）に強く関連する³⁾。

同一砥石における研削動力値は目直し条件や研削加工条件によってかなり変動する⁶⁾⁸⁾。

研削砥石の種類を変えた場合の研削動力の動向を図4～図9に掲げる。図4、図5、図6に研削量の増加にともなう消費動力の変化を示す。A60J、WA60Jは全般的に共通して消費値が高く、WA80J、WA120Iは前者と比較して約50%低下した。またWA150においてはA60に接近する値となっている。

これらの結果より、研削消費動力は砥粒の粗大なもの、またある限度をこえた細粒砥石の場合は増大する傾向が見受けられる。この原因としては目直し条件による砥粒切れ刃の分布状態と、粒度による砥粒切れ刃密度に起因されるものと思われる⁷⁾⁸⁾。すなわち、目直しによる砥粒切れ刃の分布状態は粗粒砥石では有効切れ刃数が少なく砥粒一刃当りの有効切込み深さは大きくなり、単位砥粒当りの負荷は増加するため、砥粒切れ刃の摩滅や破砕、脱落などにより砥石の損耗は進行し、切味の鈍化を一段と促進させ、研削動力の増大にいたる。

粒度がある程度こまかくなると、砥粒切れ刃密度の増加により有効切れ刃も増大し、単位砥粒切れ刃当りの研削抵抗は減少し、摩滅的摩擦は減少して切味は持続する⁹⁾。さらに砥粒が細粒化すると有効切れ刃数は過大となり、研削抵抗は増大するものと考えられる。

図7、図8、図9に砥石寿命時点における各砥石の研削動力値を示す。この図よりドレッシング速度の影響に

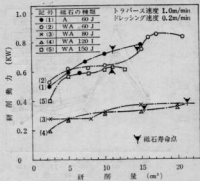


図4 研削動力とドレッシング速度の関係

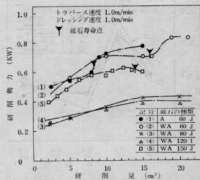


図5 研削動力とドレッシング速度の関係

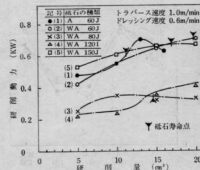


図6 研削動力とドレッシング速度の関係

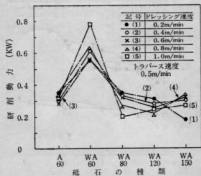


図7 各砥石の砥石寿命時点における研削動力の動向

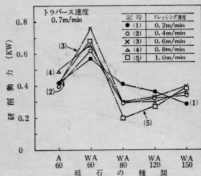


図8 各砥石の砥石寿命時点における研削動力の動向

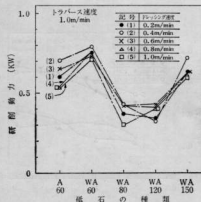


図9 各砥石の砥石寿命時点における研削動力の動向

については一定性がなく、トラバース速度の増加とともにA60, WA150は急激に研削動力値が増大する。WA80, WA120は研削消費動力値が低く、トラバース速度の影響も少なく安定した研削動力値を示した。

3.2 研削量について

生産現場では研削精度を維持させながら生産効率の向上をはかるため、砥石寿命の延長策(目直し間最大研削量になるような研削加工条件の設定)や、その目的のための研削砥石の選定が最重要視される。

図10～図14に、砥石の種類を変えて研削した場合の目直し間研削量について示す。図13は各ドレッシング速度における最大研削量について示す。各砥石に共通する一定性は認められず、WA120, WA150はドレッシング速

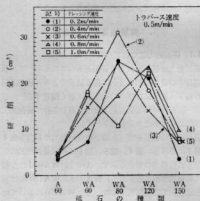


図10 砥石の種類と研削量の関係

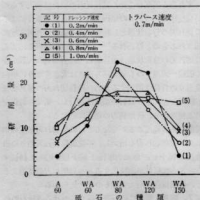


図11 砥石の種類と研削量の関係

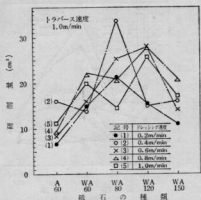


図12 砥石の種類と研削量の関係

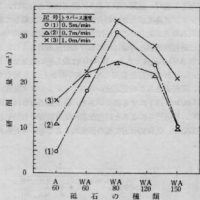


図14 各砥石の最大研削量の比較

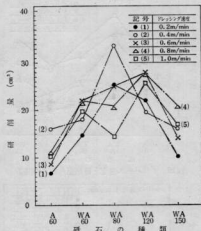


図13 各砥石の最大研削量の比較

度の大的場合は増大し、WA 80については比較的低速ドレッシングにおいて同じく増大する傾向を示した。図14は各トラバース速度における目直し間最大研削量を示す。この図より、いずれの砥石においてもトラバース速度 1.0m/min が最も効果的であった。これらを総合して、目直し間における研削効果を挙げるためにはトラバース速度は大きく、ドレッシング速度は各砥石ごとに研削精度という拘束条件を加味しながら選定する必要がある。

3.3 研削面あらさについて

研削仕上げ面あらさは、目直し条件や研削加工条件（砥石切込量、工作物速度など）により研削量の増加とともに変化する¹⁰⁾。研削加工条件が可変であれば砥粒の破碎脱落が活発となり砥粒の面積的密度が小さくなるため、研削面あらさは大きくなる。反面加工条件が軽微な研削作業では目直し後の有効切れ刃は研削の進行により摩擦的摩耗をおこし、研削開始時における無効切れ刃も研削時間の経過とともに次第に先行切れ刃の摩滅により、有効切れ刃となって研削に参加し砥石の切れ刃密度は増大する。したがって、連続切れ刃間隔¹¹⁾は小さくなり、研削面あらさは良好となる。

研削仕上げ面あらさは、もう一つの大きな要因となる砥石の種類（特に粒度）によって変化する。これらの関係を図15～図20に示す。図15、図16、図17にトラバース速度 1.0m/min でドレッシング速度を変えた場合、各砥石における研削量の増加とともに研削面あらさの変化の状態を示す。図15のドレッシング速度 0.2m/min においては砥粒径の小さいものほど研削面あらさは良好であり、研削量の増加に対しても研削面あらさの変化は小さく安定した仕上げ面あらさが得られる。しかし、ドレッシング速度が大きくなるにつれて、研削初期値と砥石寿命時点における研削面あらさにかかなりの差が生じ研削精度上問題となる。図18、図19、図20にトラバース速度を一定として目直し条件を変化させた場合の各砥石における研削初期と砥石寿命時点の研削面あらさを掲げる。トラバース速度が 0.5m/min の場合、図18に示すように WA 150 が研削面あらさが一番良好であり、WA 80 が最悪の結果を得た。しかし、トラバース速度が 1.0m/min

になると図17、図20に示すように研削初期あらさは、ドレッシング速度が大きい場合には粗粒砥石に比較して細粒砥石の方があらいことが注目される。研削精度については研削初期値と寿命時点における研削面あらさの比較よりA60が最良であり、WA60は最も悪い結果を示した。いずれの砥石を使用して研削作業を行なう場合でも、研削面あらさの安定度からみてドレッシング速度は0.4m/min以下にする必要がある。研削面あらさは、岡村¹²⁾、松井¹³⁾らによると同様な説により砥粒の有効切れ刃間隔や、砥粒切れ刃密度の影響によることが考えられる。

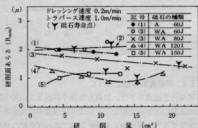


図15 ドレッシング速度と研削面あらさの関係

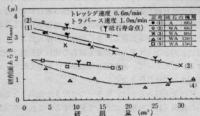


図16 ドレッシング速度と研削面あらさの関係

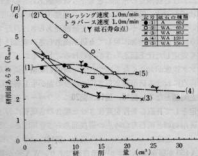


図17 ドレッシング速度と研削面あらさの関係

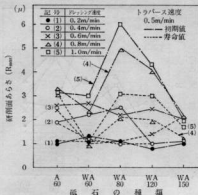


図18 トラバース速度と研削面あらさの関係

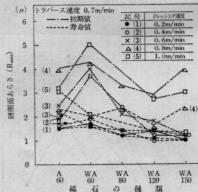


図19 トラバース速度と研削面あらさの関係

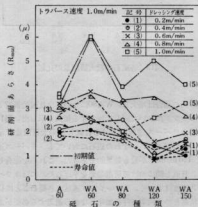


図20 トラバース速度と研削面あらさの関係

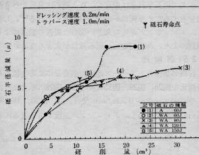


図21 ドレッシング速度と砥石摩耗量の関係

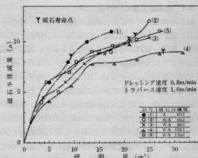


図24 ドレッシング速度と砥石摩耗量の関係

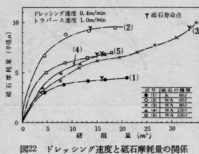


図22 ドレッシング速度と砥石摩耗量の関係

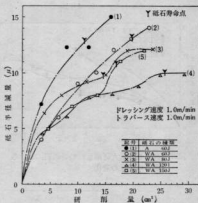


図25 ドレッシング速度と砥石摩耗量の関係

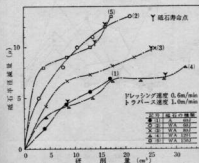


図23 ドレッシング速度と砥石摩耗量の関係

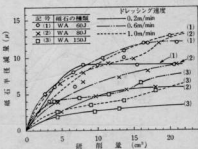


図26 砥石粒度と砥石摩耗量の関係

3.4 砥石摩耗量について

砥石摩耗量は研削抵抗と密接な関係があり、また研削砥石の砥粒、粒度、結合度、結合剤により摩耗形態は異なる。図21～図27に各砥石の摩耗量を示す。図21～図25に示すようにA60砥石では、ドレッシング速度が遅い場合早期に研削焼けが発生し、目つぶれ型の摩耗現象が見られる。特にWA150における減量が大きく目立ち、WA120は平均して砥石減量が最小値を示した。図26にWA砥石の結合度を γ に一定とした場合の粒度の影響について示す。細粒化するにしたがって砥石摩耗量は減少し、ドレッシング速度が高いほど砥石摩耗量は増大する。図27には砥石種別の目直し間最大研削量時点の砥石摩耗量の変化を示す。A60を除き粒度に比例して砥石半径減量も増大する。A砥石とWA砥石の砥石摩耗量の違いについては、A砥石はTiO₂の効果により砥粒の靱

性が大而砥石摩耗量は少なく、WA砥石は良好なへき閉性を有するため摩耗量が多いものと考えられる¹⁰⁾。しかし、ドレッシング速度の大きい場合は砥粒の脱落による損耗により、A砥石の方が砥石減量が大きくなる。

3.5 研削比

目直し条件とトラバース速度の組合せによる各砥石の研削比を図28、図29、図30に掲げる。図28に示すようにトラバース速度が0.5m/minでは、WA120、WA80砥石の研削比が高く、ドレッシング速度が低くなるにし

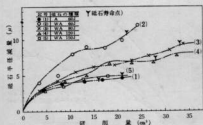


図27 目直し間最大研削量時の各砥石における砥石摩耗量の変化

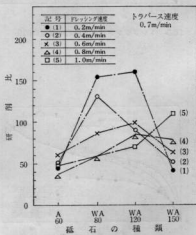


図29 各砥石の研削比

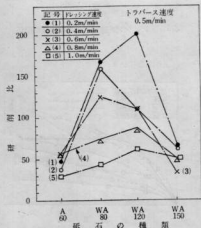


図28 各砥石の研削比

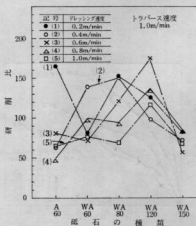


図30 各砥石の研削比

たがい全般に研削比が高くなる傾向がある。図29はトラバース速度が0.7 m/minの場合で、WA150がドレッシング速度の増大に比例して研削比は増加する傾向を示した。図30にトラバース速度1.0 m/minで、ドレッシング速度を変えた場合の各砥石における研削比を示す。粗粒砥石では低速ドレッシング域で、細粒砥石では比較的ドレッシング速度を大きくした方が、研削比が高くなっている。研削比は研削消費動力に逆比例する傾向を示した。

4. 結 言

砥石の種類を変えて、供試材の円筒トラバース研削を行ない、目直し条件および研削加工条件の組合せによる各砥石の研削性能を比較し、つぎのような結果を得た。

(1) 研削能率を主体にした場合、目直し間研削量はWA80 J砥石が最適であり、続いてWA120 I砥石が良好であった。各砥石ともトラバース速度1.0 m/min(本実験における最大速度)の場合がいずれも最大目直し間研削量を示し、トラバース速度の大きい方が有利である。ドレッシング速度の影響については粗粒砥石では比較的低速域で、細粒砥石の場合は高速域の方が有利と考えられる。

(2) 研削面あらさは、砥石の粒径が小さい(粒度番号の大きい砥石)ほど良好となる。初期研削面あらさについては、細粒砥石は粗粒砥石に比較してトラバース速度が大きくなるにしたがって悪くなる。また、ドレッシング速度が大きくなるほど、あらさは悪くなる傾向があり、安定した仕上面を得るには、各砥石ともドレッシング速度は0.4 m/min以下にする必要がある。

(3) 研削作業における砥石摩耗量は、各砥石ともドレッシング速度が大きくなるにしたがって増大し、また、砥石径が大きくなるにしたがって増大する。

低速ドレッシング域における砥石摩耗量は、A60砥石が最少減量を示した。

(4) 研削比は各砥石とも低速ドレッシング域で高く、WA80, 120砥石は、トラバース速度が低下するとともに特に高くなる傾向がある。

(5) 研削動力はWA60砥石が最も高く、A60, WA150砥石が僅差でつづく。WA80, 120砥石は上記砥石に比較して約50%の消費動力が低く、したがって、砥石にかかる研削抵抗は小さく砥石寿命のながくなる最大理由と考えられる。また、砥石寿命点における研削動力値は、各砥石ともトラバース速度が大きくなるとともに増大する。この傾向はA60, WA150砥石が特に顕著である。

(6) 各砥石の効果的使用法について

A60 J

単位研削量当りの砥石摩耗量が小さく、研削初期と砥石寿命時点における研削仕上面あらさの差が小さいため、寸法精度、形状誤差の許容値のきびしい加工に適するが、早期焼け現象がおきやすく、研削面品位を主体とした作業には不向きと考えられる。

WA60 J

目直し間研削量は比較的高速域ドレッシングにおいて大であり、寸法精度、仕上面あらさを問題としない粗研削に適する。この砥石を使用して精密研削を行なう場合は、ドレッシング速度を小さくして目直しすれば可能である。

WA80 J

一般研削作業において能率や加工精度が主対象の場合には、最適である。

WA120 I

砥石摩耗量が少なく、研削仕上面が良好であり、研削精度を主体とした作業には、この砥石が最適と考えられる。しかし、高速ドレッシング速度域における研削面あらさは、粗粒砥石に比較して、粗大化するので留意する必要がある。

WA150 J

精密研削に適するが、WA120砥石にくらべて研削比、目直し間研削量は少ない。また早期にびびり現象が発生しやすく、研削能率は良くない。

なお、WA60, WA80砥石の研削実験の詳細については、下記の研究報告を参照されたい。

WA60: 本報告12 (1969) 135~139

WA80: * 14 (1971) 89~99 [この報告の供試材の顕微鏡組織は、あやまって表層のマルテンサイト組織の部分を研削した後の内部組織を提示した。しかし、実際に研削実験に供した組織は、本報告の写真1に示す組織である。]

文 献

- 1) 牧野: 研削加工の動向(中小企業振興事業団テクニスト, 技術者研修用1969) 12
- 2), 3) 牧野, 野口: 機械試験所報告66号(1968) 5, 45
- 4), 5), 6), 10) 南良, 吉池他: 本報告14, 12, 14 (1971, 1969) 91, 96, 135, 97
- 7), 11), 13) 松井, 庄司: 精密機械34, 35 (1968) 747, 743
- 8), 12) 岡村, 中島: 精密機械36 (1970) 168, 173
- 9) 牧野: 機械試験所報告51 (1964) 38
- 14) 本場指導資料: 研削砥石の葉 (1966) 7

バイト突出し量が工具剛性に与える影響について

山崎隆志, 正岡忠

1. 緒言

近年工作機械の進歩は実に目ざましく、併せて切削工具の発達もまた同様である。これらの優れた特性を發揮させる適正な諸条件、加工技術などが設定、実施せられてはじめてその目的を十分に果すことができる。

一般に加工現場の切削（特に旋削）における工具（バイト）の取り扱い、その切削能力は相当意識されても機械に取り付ける場合、突出し量については往々にして関心の薄い場合が比較的多い。よってこれに起因するバイトシャンクのたわみ、刃先の振動など、工具剛性の低下は機械、工具の特性發揮を阻害する。これらのことは限られた機種で多品種加工を余儀なくされる中小企業に多く見受けられ、しかもその対策の配慮が少ないのが現状である。

通常バイトは切削力がかかり始めると、その質量と慣性抵抗及び弾性（復元力）によって定まる固有の振動周期で振動する。これは一般には有害な振動とならない場合が多いが、この固有振動を助長する力が加わると振動が大きくなり、いわゆるびりり現象が発生する。

本実験はこのびりり現象の解明の一端としてまずバイトの刃先形状、切刃高さ、シャンク断面積の変化と振動周波数の関係について探索試験を行なった。

2. 実験方法

実験概要を図1に示す。

バイト底面先端に圧電形加速度ピックアップを取り付け、バイト突出し量を種々変化させて切削を行ない、その時点における振動を連続可変周波数分析器により最大周波数を測定した。

またびりり現象発生時における切削音の分析を行な

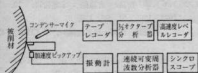


図1 実験概要

い、振動計による周波数と対照した。

被削材はS15C、直径100mm、長さ200mmとし、センターワークで切削を行なった。

またバイトを交換した場合ビックアップの取り付け位置の変動による周波数のばらつきを防ぐため、各実験項目ごとにそれぞれ同一バイトを反復して使用した。

使用機器、実験条件はつぎのとおりである。

工作機械：池貝鉄工機DA-25型高速精密旋盤

ベット上の振り 520mm

最大心間距離 1000mm

測定装置：圧電型振動計

連続可変周波数分析器

波形分析器

高速度レベルレコーダー

シンクロスコープ

刃部形状：すくい角 -10° , 0° , 10° , 15°

横切刃角 0° , 10° , 20° , 30°

刃先 チャンファー (0.7mm)

3. 実験結果および考察

3.1 固有振動数

バイトを同一断面軸とみなし、一端固定とした場合固有振動数は次式で表わされる。

$$f(c/s) = \frac{\lambda^2}{2\pi^2} \sqrt{\frac{gEI}{rA}}$$

λ : 1.875

A : バイトシャンク断面積 (cm²)

r : 比重量kg/cm³

g : 980 cm/s²

I : バイトの断面二次モーメント (cm⁴)

E : バイトシャンクの縦弾性係数 (kg/cm²)

λ : バイトの突き出し量 (cm)

図2に上式で算出した固有振動数を示す。

3.2 切削速度

図3に切削速度を7~100 m/minに変化させた場合の振動周波数を示す。

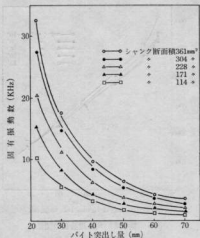


図2 バイト突出し量と固有振動数の関係

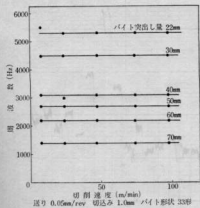


図3 切削速度と固有振動数の関係

この切削速度範囲内ではほとんど固有振動数の変化はなく安定している。

3.3 バイトシャング形状

図4にバイトシャングの上面を、図5に同じくバイトシャングの底面を削りとしてバイトの刃先高さやシャング断面積を変化させた場合の振動周波数を示す。

両者とも断面積の減少とともに振動周波数はそれぞれ低下し、比較において図4の方が図5のそれよりも低い結果を示した。

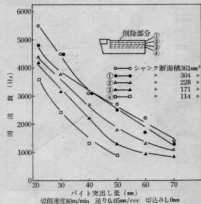


図4 シャング断面積と固有振動数の関係

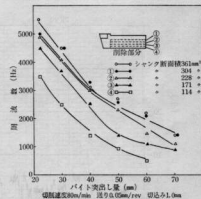


図5 シャング断面積と固有振動数の関係

これは切刃高さがシャング上面より高くなる程喰い込み勝手になり、たわみを助長させ、剛性が低下することを示している。

3.4 横すくい角

図6にバイトの横すくい角と振動周波数の関係を示す。

突出し量の多い場合は大差はないがその減少にしたがって変化し、本実験における最少突出し量(25mm)の場合にかなりの差が現われた。

これは横すくい角の増加により工具刃先の喰い付きが良くなり、切削抵抗が減少するためと考えられる。

3.5 横切刃角

図7にバイトの横切刃角と振動周波数の関係を示す。

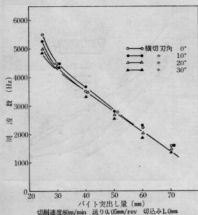


図7 横切刃角と周波数の関係

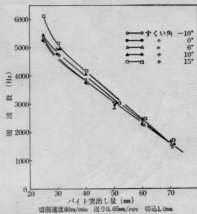
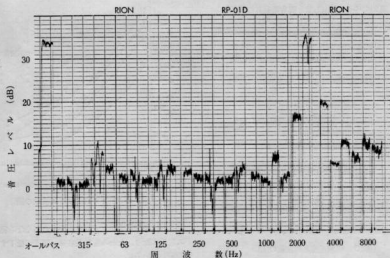


図6 横すくい角と周波数の関係



切削速度 210m/min 送り 0.05mm/rev
 バイト突出し量 60mm

図8 びびり発生時の切削音

33型バイト（横切刃角のない）に対して横切刃角をしないで増加するにしたがって振動周波数は減少し、びびり現象は増加する。

これは横切刃角の増加とともに切削抵抗が刃物台方向（バイトの軸方向）に大きく作用してバイトのたわみ量を増大する結果と考えられる。

本実験においてはバイト突き出し量の僅少の場合の他顕著な差は認められなかった。

3.6 切削音

図8は高速切削において発生したびびり現象時における切削音を分析したものである。同時点における圧電型振動計による測定結果の最大周波数は2.7KHzであっ

たが図に示す分析分布はよくこれと一致している。

また他の周波数の影響は見られなかった。

4. 結 言

バイトシャンク断面積、刃部形状、切刃高さ、突出し量の変化が振動数に及ぼす影響について探索試験を行ない、次の結果を得た。

1. 切削中のバイトの振動数は突出し量によって双曲線に変化する。また突出し量が多くなるにしたがって固有振動数と切削時の振動数は接近する。この事は突出し量の多いバイトほどびびりやすい事を示している。
2. 横切刃角の増大と横すくい角の減少は振動数を低下させる。この事はバイト剛性の低下につながる。またこの現象はバイトの突き出し量の少ない程著しい。

3. シャンク断面積の少ない程、また切刃の高くなる程振動数は減少し、工具剛性は低下する。

4. 切削音の周波数とバイトの振動数は一致する。

終りに本実験について今回はその端緒として以上の探索試験を行ったが、切削中における工具、ワーク、機械要素などにおける各種振動、振幅等が加工面あらかさ、工具寿命に与える関係や旋削以外の加工方式についての同様の問題については今後の課題として研究するつもりである。

文 献

- 1) 竹山, 他: 切削における動特性の解析 (第1報) 精密機械 Vol. 35 No. 6 (1969) 373
- 2) 嶋瀬, 他: 低切削速度におけるびびりの安定性 精密機械 Vol. 37 No. 8 (1971) 593

騒音・振動に関する研究(第8報)

キューボラの鳴動現象について模型実験の試み

中塩 武之, 松垣 和生, 斯波 信雄

1. 緒 言

近年, 企業公害が問題になっており, その防止処置が急がれている。製造業界もその例にもれず, なかんづく, 騒音公害の因となるキューボラの鳴動現象については, 原因すら明らかでなく, それだけに系統だった対策もない。これらの実態を踏まえ, 当場では昨年度から原因究明をすべく調査研究を進めている。前報¹⁾では鳴動が発生している2基のキューボラと, 正常キューボラからデータを蒐集し, 音響分野からその性状を把握した。

これまでの実験結果と文献調査に基づく筆者らの考えでは, おおよそ, 鳴動現象はキューボラの寸法形状に関係する固有の気柱共振特性と, キューボラ本体内部の燃焼状態, すなわち特定の炉形で強制通風による燃焼, この二つが相互に関係していると考えられる。そのため炉内の燃焼現象を無視した音響モデルによる解析のみでは, 結論が推定に終わってしまうことは避けられない。少数のキューボラが鳴動が発生することから, これらの点が相互に作用した, 限られた条件の時に発生する気柱振動と考える。また振動燃焼について理論的に究明した報告²⁾もあり, それらと考え合せると, 気柱共振周波数と振動燃焼周波数が一致した時, 鳴動が発生するとも考えられる。これらの推定を裏付けるべく前報においては, キューボラ本体内部に鳴動音と同じ周波数の圧力変動が生じていることを確認した。

本実験はこれらの結果をもとに, キューボラ本体内部の気柱振動を助長する要因の一つと考えられる, キューボラの共振特性について実験的に求めたものである。

2. 実験方法

キューボラの静的共振特性を知るには, 基本的には本体内部に各周波数の音を射し, 吐出する音の周波数に対する音圧レベルを測定すればよい。しかし実際のキューボラでこれらの実験を行う場合, 寸法的に大きいため, 音源パワーもそれに見合った大きさが必要となる。さらに, 暗騒音, 実験音の漏出, 反射などを考え合せれば理想的音響コンディションは得難い。そこで本実験は長さ比

縮尺の模型キューボラを製作し無響室内に模型を設置して行った。写真1にキューボラのモデルを示す。模型寸法は標準キューボラを縮尺して定めたが, 製作を容易にするために規格品の塩化ビニールパイプを使用したため, 若干寸法の変更をし, 図1のようにした。スピーカー取付位置は矢印で示すように3個所に設置し, 音の放出は上部開放端より20cm上で行った。実験に使用したスピーカーは, 小型の鉛キヤビネットに取付けた特製で, 背面からの音の漏出を防いでいる。

図2に測定系統図および機器一覧を示す。音源はホワイトノイズ, および低周波発振器による純音を使った。受信側はホワイトノイズの場合ヘテロダイン分析器で分析し, 純音の場合には騒音計の出力を高速度レベルレコーダに記録した。音源がホワイトノイズの場合は共振ピークが明確にあらわれず, 特性の傾向を知るだけに止め, 純音を使用して測定を行った。なお, 音源の周波数は80 Hz~1 KHzの範囲とした。スピーカーの再生周波数特性については, 比較的音源の周波数帯域が狭いため

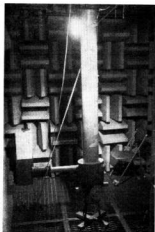


写真1 キューボラ模型

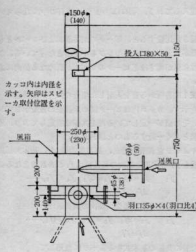
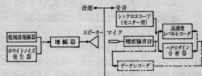


図1 キュボラ模型寸法



低周波発振器 菊水電波 415, R-C
 ホワイトノイズ発生器 NF回路設計ブロック WG701
 増幅器 ティアック AS-200
 無響室(実験室) 有効容積 2.0m(巾)×2.8m(奥行)×2.4m(高さ)

精密騒音計 リオン NA-51
 高速レベルレコーダ リオン LR-01E
 ヘテロダイン分析器 国際機械振動 VM-3300
 シンクロスコープ 岩崎 SS-530Z
 (その他)

データレコーダ ティアック R100
 5オクターブ分析器 リオン SA-56B
 同用上用駆動装置 リオン DU-01
 ミコンピューター 富士通 U-200

図2 測定系統図および測定機器一覧

問題ないと思われる。

3. 実験結果および考察

スピーカー取付位置をキュボラ底面(炉底)、羽口のフランジ部、送風口と変え、それぞれの位置で80Hzから10Hzづつ音源の周波数を可変し、その時の音圧レ

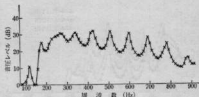


図3 スピーカー底面取付の場合の音圧レベル

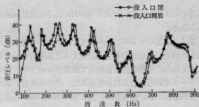


図4 スピーカー羽口取付の場合の音圧レベル

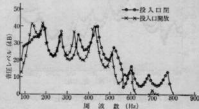


図5 スピーカー送風口取付の場合の音圧レベル

ベルを測定した。

図3は音を底面から入射した場合で、300Hz以上では比較的定常的にピークが現れている。

図4は音を羽口から入射した場合で、600Hz以上で少々特性が乱れる傾向がある。低域側は図1より安定しており、投入口を開いた場合、若干ピークが高域に移るようである。

図5は音を送風口から入射した場合で、600Hz以上の高域減衰が大きく、430Hz近くのピークが相対的に鋭く現れている。なお投入口を開放するとピークが若干低域に移るようである。

図6は4箇所設けられている羽口を、順次3箇所まで閉じてその影響をみたものである。それにより羽口比(炉の断面積/羽口面積)は、5.3、8、16と変化する。各周波数の音圧レベルはそのために下がってきているが、ピーク周波数の変化は認められない。音の入射は図5と同様送

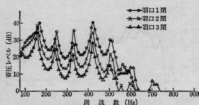


図6 羽口比を変更した場合の音圧レベル

風管から入射したが、やはり 600 Hz 以上に高域減衰がみられる。

図7は実際のキューボラにおいて、コートスや地金を投入した場合、当然空の場合と比較すると音響特性が変わると考えられ、その状態を模擬して模型キューボラ内にコンタリート用砕石を投入し影響をみた。この場合音を羽口から入射したが、投入量は伊底より330mmと400mmの高さ

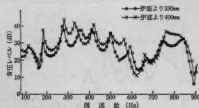


図7 投入物がある場合の音圧レベル

表1 スピーカ取付位置によるビーク周波数 (Hz)

| 底面 (伊底) | 送 風 口 | | | | | 羽 口 | |
|------------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|
| | 投入 口閉 | 投入 口開 | 羽口 1階 | 羽口 2階 | 羽口 3階 | 投入 口閉 | 投入 口開 |
| 120 | | 130 | | | | 130 | 120 |
| (60) | | | | | | (60) | (60) |
| 180 | 180 | 180 | 170 | 160 | 160 | 180 | 180 |
| (90) | (90) | (90) | (80) | (80) | (80) | (90) | (70) |
| 270 | 270 | 270 | 250 | 240 | 240 | 270 | 250 |
| (70) | (80) | (60) | (80) | (90) | (90) | (70) | (80) |
| 340 | 350 | 330 | 330 | 330 | 330 | 340 | 330 |
| (90) | (90) | (100) | (90) | (90) | (90) | (90) | (90) |
| 430 | 440 | 430 | 420 | 420 | 420 | 430 | 420 |
| (80) | (80) | (80) | (90) | (80) | (80) | (80) | (30) |
| 510 | 520 | 510 | 510 | 500 | 500 | 510 | 510 |
| (90) | (90) | (90) | (50) | | (90) | (90) | (80) |
| 600 | 610 | 600 | 560 | | 590 | 600 | 590 |
| (90) | | | | | (100) | (100) | (100) |
| 690 | 700 | | | | 700 | 690 | |
| (90) | (80) | | | | (80) | (90) | |
| 780 | 780 | | | | 780 | 780 | |
| (100) | | | | | | | |
| 880 | | | | | | | |
| (80) | | | | | | | |
| 960 | | | | | | | |

備考：カッコ内はビーク間の周波数差を示す。

に投入しており、羽口はちょうど砕石の中になっている。

図3と比較すると、ビークの周波数およびレベルとも変動が大きく、ビークの並びも不定常となっている。なお投入量が増すほどビークのレベルが低くなる傾向にある。

表1は各所から音を入射した場合のビーク周波数の一覧を示す。カッコ内はビーク間の周波数の差を示しており、その値が一定しているほど共振は安定しており、理論値とよく一致するものと思われる。

キューボラを閉管と考え、周波数の差 Δf 、基本共振周波数を f_1 とすると高次の周波数は f_1 の奇数倍となる。

$$f_1 \quad f_2=3f_1 \quad f_3=5f_1 \quad f_4=7f_1, \dots$$

$$\Delta f=2f_1$$

同様に開管と考慮した場合、高次の周波数は

$$f_1 \quad f_2=2f_1 \quad f_3=3f_1 \quad f_4=4f_1, \dots$$

$$\Delta f=f_1$$

また管の共振の基本式をキューボラに流用して

$$\text{閉管の場合} \quad f_1=c/4l=340/(4 \times 1.90) \approx 45 \text{ Hz}$$

$$\text{開管の場合} \quad f_1=c/2l=340/(2 \times 1.90) \approx 90 \text{ Hz}$$

$$c = \text{音速} (340 \text{ m/s}) \quad l = \text{管長} (1.90 \text{ m})$$

管端補正はここでは l が長く影響が小さいため無視する。

前述より開管、閉管をとわず $\Delta f=90 \text{ Hz}$ となる。音の入射がいずれの位置でも、高次のビークの分布からみて開管の共振特性を示していると考えられる。全体的にみてビークは第2次高調波 (180 Hz) 以下は特性が乱れており、高次になるほど定常的で理論値とよく一致するようである。もっとも単純な音を伊底から入射した場合と比較すると、他はビーク周波数に大幅な動きはないが、高次のビークは乱れて認めにくい。送風口から音を入射した場合、6次くらいまでビークが認められ、それ以上はレベルの低下が著しく特性も乱れている。この場合、音響経路としては複雑になり、風箱は音響エレメントの空洞として働き、特定周波数の音響フィルターをなす³⁰⁾。羽口と風箱の連絡管の屈曲部では、当然高域周波数の減衰が生じる³⁰⁾。空洞の減衰特性は周波数に対して直線的でなく、理論的には特定周波数をビークとした山形の減衰特性を示す。その周波数および減衰レベルは空洞の寸法によって定まる。本実験では風箱部を等価モデルに置きかえ、単純化し理論特性をミニコンピュータで解析した。羽口、風箱、送風管など一連の系は、風箱の形状が複雑で等価モデルが推定し難い。そこで、多くの考え方によって、いろいろのモデルを推定し解析した。共通点として、いずれも減衰レベル 10~20 dB 程度で、減衰ビークの周波数幅は 1 KHz 程度となり特性

は鋭くない。その一例を図8に示す。キャボラ本体共振のピークの周波数幅は90 Hzで鋭い特性を示し、特性の差からみて、風箱が本体（炉体）の共振特性の細部を乱すことはないと思われる。

さらに、キャボラに碎石を投入した場合、スプリッターの効果をなし、反射および干渉が生じ、単純共振が乱されると考える。実験結果においてもピークレベルおよび周波数とも変動が認められる。

羽口比の変化は、本体と別に考えた場合、風箱を含めた音響系の一要因で、前述のとおり本体の共振特性を乱すものではない。実験において、羽口比が大きくなってもレベルの低下だけに止まっている。

実験結果ではキャボラが閉管でありながら、閉管の特性を示している。音源としてスピーカーを使用した場合音の放射方向が定まっておらず、送風口、風箱、羽口、本体と一連の音響経路をたどる。音の入射位置にかかわらず、音の進行はキャボラ本体の開放端に向い、すなわち閉管の動作をしていると考えられる。

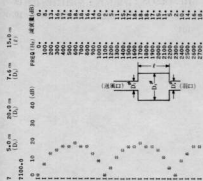


図8 風箱部の減衰特性の一例

ここで模型実験から実物キャボラを想定してみる。実験結果からみられるとおり、基本周波数90 Hzの閉管共振で7次高調波まで認められるとする。波長と模型の寸法割合から周波数は $\frac{1}{7}$ となる。

| | f_1 | $2f_1$ | $3f_1$ | $4f_1$ | $5f_1$ | $6f_1$ | $7f_1$ |
|------|-------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|
| (模型) | 90 | 180 | 270 | 360 | 450 | 540 | 630 Hz |
| (実物) | 18 | 36 | 54 | 72 | 90 | 108 | 126 Hz |

温度に対する補正を考慮して、キャボラ内平均温度を600°Cと仮定、その時の音速 c_t は、0°Cの音速331.5 m/s 温度 t とする

$$c_t = 331.5(1 + t/273)^{\frac{1}{2}} = 331.5 + 0.61t = 697.5 \text{ m/s}$$

管内流速は音速に影響し、音の進行方向に風速 v が生じた場合、その時の音速 c_s は

$$c_s = c + (1 + M^2) \quad M = v/c \quad M \text{はマッハ数}$$

式より考えて、影響度は温度に比べてはるかに小さいため無視する。一般に風速20 m/s以下は影響ないといわれている。またキャボラ内圧も無視する。

結局、温度600°Cの時の音速は常温(340 m/s)の約2.05倍になり、周波数も同様である。

$$37 \quad 74 \quad 111 \quad 148 \quad 185 \quad 222 \quad 259 \text{ Hz}$$

キャボラ模型による実験結果から、実際の稼働状態を想定したが、風箱の影響については温度の影響がなく、寸法的な面のみ考えればよい。減衰ピークの周波数は、本体と同様な考え方から $\frac{1}{7}$ になり、減衰レベルは大きくならずである。

キャボラの音響特性を静的に求めてみたが、その特性からみて、十分に鳴動発生の要因になると思う。さらにもとの結果においても6次まで共振ピークが明らかであり(実際キャボラを想定すると、37~222 Hzとなる)ほぼ鳴動周波数はその帯域に含まれる。キャボラが極端に高い周波数で鳴動している例がなく、音響分野からみれば、高次のピークに限界があることが原因しているようである。

ここで前報で得たキャボラ鳴動の一例を図9に示す。周波数45 Hz程で5次までピークが認められる。その分布から閉管共振を示しており、その傾向は実験結果と共通している。他においても、これと類似した分析データ²⁾が見られる。さらに経験的に行なわれている対策の中には、実験結果で裏付けられるものがあるようである。

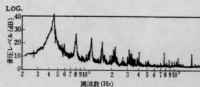


図9 鳴動騒音の分析例

4. 結 言

実験結果を要約すると次のようになる。

- (1) キャボラは閉管と同様な共振を示し、そのピークはかなり鋭い特性をもつ。
- (2) 送風管、風箱、羽口、本体からなる一連の音響特性

は、本体の特性が支配的である。

(3) キュボラ内に投入物（コアス、地金など）があると共振特性が乱れる。すなわち、単純な共振を示さなくなる。

(4) 投入口の開閉、羽口比の変更などは、キュボラの音響特性に影響を与えないようである。

前報¹⁾では鳴動しているキュボラ内で圧力変動を認めており、音として考えるとレベルもかなり高いものであった。さらに、キュボラの音響特性は鋭い共振ピークを有し、鳴動騒音の分析曲線とはほぼ似ていることを知った。それに加えて、特定のキュボラしか鳴動しないこと、経験的に行なわれている防止対策など考え合せると、キュボラ鳴動はある条件下で振動燃焼が生じ、その周波数とキュボラの音響特性（共振ピーク周波数）が一致し助長、増大されると考える。

その推定にたって対策を考えると、キュボラの音響特性を変えるか、振動燃焼を止めること、もしくはその周波数を変え、相互の周波数の一致（振動燃焼周波数とキュボラ気柱共振周波数）を避ける方法を構じればよい。キュボラの特性を定める方法として、本体長さの変更さらに、コアス、地金などの投入量の調整で単純共振を乱すことが有効である。

振動燃焼については究明しておらず明らかでないが、

鳴動停止対策として経験的に行われている送風条件の変更（羽口比の変更、送風機の能力増大）は、燃焼状態を大きく変えると考えられる。しかし、これらは音響的には影響ないようである。なお、送風機のサージングは振動燃焼を誘発、もしくは助長すると考えられ、前報¹⁾においてはその対策で鳴動を停止した。

おわりに、本実験のごとく模型実験で実物キュボラを想定する場合、まだまだ考えねばならぬ要因があるであろう。しかし、これまでの実験で一応の傾向は掴めたと思う。二報にわたり音響分野から原因究明してきたが、より明らかにするためには、今後は燃焼分野からの究明に負うところが多いと考える。

参 考 文 献

- 1) 世良、中塩、内藤：本報告15 (1972) 33
- 2) 齊藤：機械の研究、養賢堂 Vol. 19-1 (1967) 187
- 3) 日本音響材料協会：騒音対策ハンドブック、技報堂 (1965)
- 4) 守田：騒音と騒音防止、オーム社 (1961)
- 5) HF, OLSON：音響工学(上巻)近代科学社 (1959)
- 6) 三橋、小松、上田：徳島県工業試験場報告 (1970) 104

軸流送風機用消音器の実験的研究

大下 巖, 斯波 信雄
 楢 垣 和生, 中 塩 武之

1. 緒 言

軸流送風機は遠心送風機にくらべて小型軽量で、しかも効率が高いため、船舶、鉱山、建造物、建設工事等の送・排風に広く使用されている。しかしながら、その騒音レベルが大きいため騒音公害の発生源としてしばしば指摘されるものであり、その対策が急がれている。

軸流送風機から発生する騒音は、送風機本体、動力源、および管路系の3つに大別することができる。汎用軸流送風機で問題となる本体の騒音は翼の回転による回転騒音と、渦流騒音の2つの騒音の合成されたものであるが、騒音スペクトル的には回転騒音が支配的である¹⁾。軸流送風機の騒音防止対策としては送風機本体の改良、消音器の取り付け、設置方法、場所等の改善が考えられる。機械本体の改良については動・静粛の問題等が中心となるであろうが、これらは送風機メーカーによって改良が加えられつつあり、暫時低騒音型の送風機が出現するであろう。しかしながら、現在数多く使用されている各種の軸流送風機の防音対策として直ちに効果を表わすものとはならない。在来の送風機の防音対策として有効とされるものはやはり消音器が第1であろう。

軸流送風機用消音器としては過去に種々の消音理論に基づいて設計されたものがあるが、その殆んどは送風音源の種々の要因のため、複雑、大型、低効率化し実用に供されたものは少い。

本実験は汎用軸流送風機の消音器の実用化について、

- (1) 消音効果の大きいこと、(2) 構造が簡単で取り扱い、製作が容易であること、(3) 送風機能力の低下の少ないことを主目的として消音器の実験的開発研究を行ったものである。

2. 製作した消音器と実験方法

2.1 消音器の設計

消音器の設計手順として

- (1) 騒音発生源となる軸流送風機の騒音レベルおよび騒音スペクトルの把握
- (2) 所要減衰量および消音特性の決定

(3) 工作上の問題点の検討

となるであろう。

本実験に使用した軸流送風機は写真1に示すようなものであり、その主要諸元は表1のとおりである。設計基

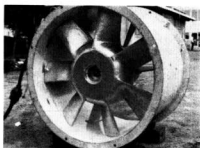


写真1 供試軸流送風機

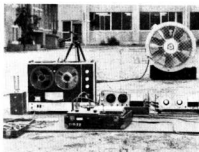


写真2 騒音測定計器

表1 供試送風機の主要諸元

| | |
|-----|-------------------|
| 風量 | 520m ³ |
| 回転数 | 3600 rpm |
| 動力 | 7.5KW |
| 羽根数 | 7枚 |
| 外径 | 800mm |

率となる送風機は同一メーカー、同型であってもその騒音特性は若干異なるので、消音器の応用範囲を広げる意味で設計基礎となる騒音レベル、および発生周波数のピーク値は実測値と理論値を対比させ、その平均をとった。

送風機の騒音レベルは風量と風圧が与えられれば、次式によって推定することができる²⁾。

$$dB = dB_0 + 10 \log_{10} QP^2$$

Q : 風量

P₁ : 全圧

dB₀ : 比騒音 (軸流送風機では50~55dB)

dB : 求める送風機の騒音

また、送風機から発生する騒音の周波数は相当範囲に亘って分布しているが、ピークとなる理論的周波数は

$$f = \frac{N \cdot Z}{60}$$

f : 周波数 Hz

N : 回転速度 rpm

Z : 羽根枚数

で表わされる。図1に、使用した軸流送風機の騒音レベルおよび基本周波数の理論値と実測値を示す。

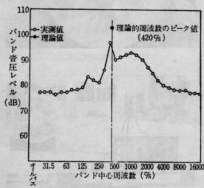


図1 供試送風機の周波数特性 (10HP)

軸流送風機用消音器として、送風機の能力の低下をきたさずに消音できる機構のものとして考えられるのは、マフラー型の消音器であろう。マフラー型消音器の代表的なものとして、マフラーの内面に吸音材を貼り付けて吸音するか、あるいは吸音材を充填して、ここを通る音を吸収させる吸収型、またはマフラーの断面積の一部分を大きくして単位面積当たりの音のエネルギーを薄めて消音する膨脹型、あるいは共鳴現象によって音を吸収する共鳴型、またはこれらを組み合わせた複合型などが考えられる。軸流送風機として風量、風圧の低下をきたさず

に消音かつ加工が簡単なものとしては吸収型が妥当であろう。

小型の吸収型マフラーの吸音量は次式によって表わされる³⁾。

$$\text{吸音量} = 8.15K \frac{P}{A} L \text{ (dB)}$$

K : 係数 (内貼材の吸音率による値)

P : 断面の周囲の長さ $2\pi r = \pi d$ cm

A : マフラーの断面積 $\pi d^2/4$ cm²

L : マフラーの長さ m

2.2 形状の検討

軸流送風機騒音で問題となりやすいのは、送風機から排出される騒音の伝播である。このため消音の主眼は送風機吐出側の騒音低減とした。また、送風機に取りつける消音器の形状は送風機と一体であるべきことから、消音器の外径は送風機の外径と一致させた。従って、上式から断面の周囲の長さPも限定され、消音器の長さによって吸音量が決定される。

2.3 吸音材の検討

ダクトに内貼りする吸音材としては比較的安全で入手し易いものとして、ウレタンフォーム、牛毛フェルト、羊毛フェルト、モルトレン、グラスウール等が考えられ、それぞれ一長一短を有するが送風機の周波数特性、加工性、安全性を勘案して、内側にグラスウール、外側に羊毛フェルトの二層構造とした。またその外側はパンチングメタルで覆い吸音材の補強をした。

試作した吸音マフラー

図2に外径を軸流送風機のそれに合せ、吸音量 20dB

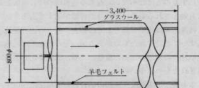


図2 20dBの消音に必要な消音器形状

として設計したサイレンサーを示す。このような形のマフラーの吸音量は理論的には長さに比例するものであるが、かくの如き長大物では実際に供し得ない。ダクトまたはサイレンサーで騒音を吸収する場合、長さや吸音量には、ある臨界長さがあることが経験的に知られている。これによってマフラーの長さをつぎつぎに縮小して行き、ほぼ実用に供し得る長さ、2 mの長さでの吸音量 9dBを得た。範囲とする吸音量は20dBであり、この2 mの長さの範囲で、所要の吸音量を得るためにサイレン

サーの分割（吸入側と吐出側に分けて取り付ける）、吸音材の形状、吸音中子の挿入等吸入、吐出サイレンサーの組合せの変更等種々の手探りの試作を行った。

2.4 装置の改良

マフラーの消音理論に基づいて試作した吸音ダクトの防音効果は、総合消音特性としては18 dB(A)であったが、これでは消音の目的は果すが長大過ぎて場所を取り、重量もかさみ、取り扱いも不便であり実用的でない。実際の軸流送風機用消音器は、取り扱いが容易で、設置場所が狭くてすみ（短い）、かつ防音効果のあるものでなければならない。実験的に試行錯誤して製作する消音器では、普遍性のある消音特性を理論式で求めることは困難であり、一々実験にたよらなければならなかった。試作した消音器の種類は10数種にのぼったが、実効のあった消音器は図3～図5の3種類であった。

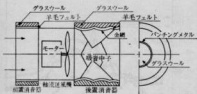


図3 傘型吸音中子を用いた消音器

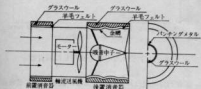


図4 円錐型吸音中子を用いた消音器

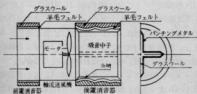


図5 十字型吸音中子を用いた消音器

2.5 消音効果の測定方法

音響実験の方法は、前置消音器、軸流送風機、後置消音器の組合せを変えて測定を行った。写真2はその測定装置である。消音器と送風機の組合せは次のとおりであ

る。

2.5.1 傘型中子を用いた消音器（写真3）

- (f) 送風機→後置消音器
- (g) 前置消音器→送風機→後置消音器

2.5.2 円錐型中子を用いた消音器（写真4）

- (f) 前置消音器→送風機
- (g) 送風機→後置消音器
- (h) 前置消音器→送風機→後置消音器

2.5.3 十字型吸音中子を用いた消音器（写真5）



写真3 傘型吸音中子



写真4 円錐型吸音中子

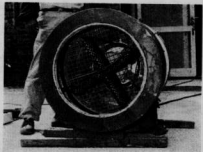


写真5 十字型吸音中子

- (f) 前置消音器—送風機
 (g) 送風機—後置消音器
 (h) 前置消音器—送風機—後置消音器

の組合せで測定を行い、3種の組合せのものについては、実際に造船所で稼働中の換気用軸流送風機(10P)についての測定を行った。

なお本実験に使用した音響測定計器はつぎのとおりである。

- 精密騒音計 (リオン, NA-51)
 1/3オクターブ分析計 (リオン, SA-56A)
 高速度レベルレコーダー (リオン, LR-01A)

測定方法は JIS Z-8731 「騒音レベル測定方法」および JIS B-8330 「送風機試験方法」に準拠し、気流による騒音の乱れには特に留意した。測定音場の暗騒音は 50~55 dB(A) であった。

3. 測定結果と考察

基準送風機にそれぞれの消音器の組合せで消音効果を測定し、その消音周波数スペクトルを示したものが図 6~8 である。図 6 は傘型吸音中子を用いた場合の消音特性である。総合的な消音効果は 7 dB(A) であるが、後置消音器をとりつけた場合、低音部で消音器を取り付けない時より騒音レベルが上昇する傾向がみられる。これは傘型中子の部分で気流が乱され、生ずるものと思われる。中音部に於ては 7~10 dB(C) 程度の減衰をみるが、高音部における減衰は少ない。図 7 における円錐型吸音中子の場合、低周波域での騒音低下は 10 dB をこえ、消音しにくいとされている重低音の消音に有効である。高周波域の消音も 10 dB 以上であるが中域周波数 300 Hz あたりの減音が 3 dB しかなく今後の課題として残ってい

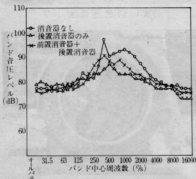


図 6 傘型吸音中子を使用した消音器

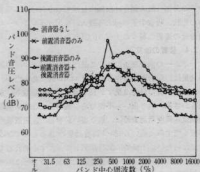


図 7 円錐型吸音中子を使用した消音器

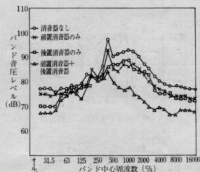


図 8 十字型吸音中子を使用した消音器

る。総合消音効果は 16 dB(A) である。図 8 は十字型吸音中子を用いた時の消音効果である。1000 Hz で最大 15 dB の減衰量を持ち高音部における消音効果が大きく音質は非常にソフトになり聴感的には 20 dB 以上の減音と受け取れる。しかしながら 50~100 Hz あたりの消音が不十分であり特に 80 Hz では殆んど吸音効果がみられない。吸音中子の端部の風切り音、中子支持棒の位置、形状、吸音材、または吸音材を抑える金網、パンチダメタルの問題等が今後の課題であろう。総合消音効果は 15 dB(A) である。図 9 は 3 種類の消音器の総合消音効果の比較である。傘型吸音中子の消音器は他の 2 種類の消音器に比べて性能が落ちる。円錐型、十字型吸音中子を持つ消音器は前置、後置消音器の併用で 15 dB(A) 以上の消音効果を持ち円錐型吸音中子は低音域消音型、十字型吸音中子は高音域吸音型の性質を有するものとみることができ送風機の騒音スペクトルに合わせて使用すればなお

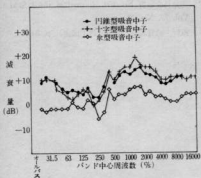


図9 3種類の消音器の減衰量

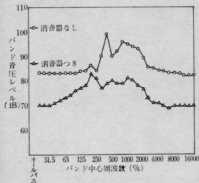


図10 実機についての消音効果

有効であろう。またこれら二種類の消音器の併用による効果も考えることができる。但しこの二つの消音器にも200 Hz付近に共通の難点をもちこの点の改良如何によっては単一消音器で20 dB(A)以上の減音も可能となるであろう。

図10は十字型吸音中子を用いた消音器を実際に造船所で稼働中の軸流送風機に取り付けて試験した場合の消音効果である。物理的な消音効果は15 dB(A)であったが、聴感的には騒音が半分に減じた感じであった。なお現在改良中のもので比較的效果のあるものを示すと十字型吸音中子にひねりをあてたもの(写真6)の総合効果は17 dB(A)、工作の容易さから中子の中心にパイプを利用してひねりを加えたもの(写真7)の総合効果は16 dB(A)であった。



写真6 十字型吸音中子にひねりをつけたもの

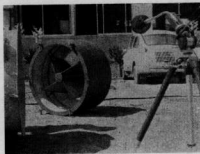


写真7 十字型吸音中子の改良型

4. 結 言

以上試作した消音器についておおまかにまとめると、
 (1) ダクト型消音器でも構造によっては15 dB(A)以上の消音ができ改良によっては20 dB(A)程度の消音も可能であり軸流送風機用消音器としては充分有効である。
 (2) 構造が簡単で空気抵抗損失が少ないため形状を少し変えれば中小企業に多い鋳造、鍛造、溶接、金属溶解熱処理、塗装工場、木工場、食品製造工場のライン用、ダクト用またはルーフファン用消音器として応用可能であり騒音公害の防止に役立つものとなろう。今後の問題点としては消音効果でない、200 Hz 周辺の消音の検討、吸音材、パンチングメタルの開口比による吸音効果の究明、送風機、消音器の一体化の試み、ガス用消音器としてのプラスチック化および吸音材の内部発泡の可否等の検討が必要であろう。

なお本研究に基づいて製作された消音器は現在600台を数え各種の軸流送風機用消音器、ライン用消音器として実用に供され騒音公害防止の一助となっている。

文 献

究分科会報告 No. 154, Journal of the J.S.M.E.,
Vol. 73, No. 622

1) 送風機の騒音調査研究分科会：送風機の騒音調査研

2) 飯野：消費装束の設計（理工図書） p. 341

具
精
仕
さ
重
て
性
合
ど
男
し
さ
た
た
ま
プ
波
2
本
す
の
研
吸
指

研削盤吸塵箱の振動

絵垣 和生, 大下 巖

1. 緒 言

薄肉箱形構造物の振動モードは複雑であるが、とくに精密工作機械における振動は工作機械の精度、加工物の仕上がり精度（加工物表面のびり、および表面あらさ）におよぼす影響を考慮すると、その剛性は非常に重要な問題となる。

工作機械に発生するびりにおよぼす影響の一つとして機械の据付け状態が考えられるが、機械の据付けを弾性支持（吸振器などを使用）にした場合と剛接した場合とは当然振動モードが異なる。したがって吸振器などを使用して防振対策を考える場合、これら支持法の差異を明確に把握し、もっとも効果のある防振方法を選択しなければならない。

研削盤のびりに関しては多くの研究報告¹⁾²⁾³⁾が発表されているが、本実験においては吸塵箱上にセットされた平面研削盤の振動と吸塵箱の剛性を主体に防振対策のための振動測定を行ったものである。

また現在工作機械の騒音が問題となっているので吸塵ブローアの回転にともなう排気口の騒音レベルおよび周波数分析もあわせて測定した。

2. 実験方法

本実験に使用した平面研削盤の仕様の概略を表1に示す。また振動および騒音の測定に使用した測定器はつぎのとおりである。

表1 平面研削盤仕様

| | | |
|-------|----------------------------------|-------------------------|
| | 砥石軸 | (60 Hz) 3600 rpm |
| 研削盤本体 | テーブルの大きさ | 365×150 mm ² |
| | 機械重量 | 400 kg |
| 吸塵箱 | 640×562×700 (高さ) mm ³ | |
| | 板厚 3.2mm および 板厚 9mm | |
| | 溶接構造 | |

振動の測定

広域振動計（動電型ピックアップ使用）

電磁シンシログラフ

連続可変周波数分析器

騒音の測定

精密騒音計

1/3オクターブ分析器

高速度レベルレコーダー

2.1 研削盤本体の振動

研削盤本体を吸塵箱から取りはずして組立定盤上に設置し、研削盤テーブル面に振動計ピックアップを固定し図1に示す測点について、砥石軸を回転させた場合における振動を測定した。

2.2 吸塵箱の振動

2.2.1 研削盤本体を取りはずした場合の吸塵箱の振動

薄肉吸塵箱（板厚3.2mm）および厚肉吸塵箱（板厚9mm）を組立定盤上に設置し図2に示す測点について吸塵

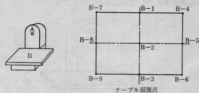


図1 研削盤本体の振動測点

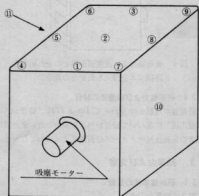


図2 吸塵箱の振動測点

箱の扉を閉じた場合と開いた場合について、吸塵ブローターを回転させて振動を測定した。

2.2.2 吸塵モーターと吸塵箱との間に防振ゴムをそり入した場合の吸塵箱の振動

厚さ3mmの防振ゴムを図3に示すごとく吸塵モーターと吸塵箱の間のモーター取付部にそり入し図2に示す測点について振動を測定した。

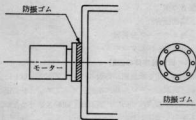


図3 モーターに吸塵箱との防振

2.3 吸塵箱の上に研削盤本体を装着した場合の振動
吸塵箱の上に直接研削盤をのせた場合と図4に示すように研削盤本体を防振ゴムをそり入してのせた場合とについて図2に示す測点について、薄肉吸塵箱および厚肉吸塵箱両者について測定した。

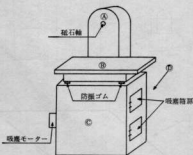


図4 吸塵箱の上に直接研削盤をのせた場合と防振ゴムを挿入した場合の測点

2.4 研削盤および吸塵箱の騒音

研削盤の運転条件をかえて JIS Z 8731 “騒音レベル測定方法”に基づいて騒音レベルを測定した。また排風騒音の分析は耳オクターブ分析器によっておこなった。

3. 結果および考察

3.1 研削盤本体の振動

表2に結果を示す。

砥石軸の回転ともなる強制振動による研削盤テーブル

ル面の振動は高次の振動モードで振動しているものと思われるが、いずれにしても0.8 μ 前後で砥石軸の精度というよりも電動機自身のもつ振動によるものと思われる。しかしながら実際の研削時における振動は多くの研究¹⁾²⁾にみられるように研削条件、砥石面の状態に影響されるとともに砥石軸の剛性が問題となる場合がある。

表2 研削盤本体の振動

| 測定位置 | 振動 | |
|-------|-------------|---------|
| | 振幅(μ) | 周波数(Hz) |
| A | 0.87 | 85 |
| B - 1 | 0.72 | 84 |
| B - 2 | 1.04 | 86 |
| B - 3 | 0.83 | 90 |
| B - 4 | 0.80 | 84 |
| B - 5 | 0.82 | 84 |
| B - 6 | 0.69 | 86 |
| B - 7 | 0.84 | 84 |
| B - 8 | 0.84 | 85 |
| B - 9 | 0.91 | 85 |

3.2 吸塵箱の振動

3.2.1 研削盤本体をセットしない場合の吸塵箱の振動

薄肉吸塵箱(板厚3.2mm)についての測定結果を表3に、また厚肉吸塵箱(板厚9mm)についての測定結果を表4に示す。

薄肉吸塵箱および厚肉吸塵箱ともに振幅が最大となる部分は、いずれも測点2,10,11で吸塵箱の板の中央部である。したがって特に膜振動を発生しやすい薄肉の溶接構造に対しては、自由壁面にリブなどで補強して剛性を高める必要がある。また厚肉製品の振動振幅は薄肉製品

表3 薄肉吸塵箱の振動

| 測定位置 | 扉を閉じた場合 | | 扉を開いた場合 | |
|------|-------------|---------|-------------|---------|
| | 振幅(μ) | 周波数(Hz) | 振幅(μ) | 周波数(Hz) |
| 1 | 2.72 | 60 | 2.63 | 59 |
| 2 | 12.31 | 60 | 9.45 | 60 |
| 3 | 10.75 | 60 | 9.28 | 60 |
| 4 | 7.28 | 60 | 7.05 | 59 |
| 5 | 4.55 | 59 | 3.85 | 59 |
| 6 | 12.51 | 60 | 8.79 | 59 |
| 7 | 12.34 | 59 | 9.54 | 56 |
| 8 | 10.42 | 59 | 9.84 | 59 |
| 9 | 8.93 | 59 | 8.90 | 60 |
| 10 | 12.35 | 60 | 9.45 | 59 |
| 11 | 11.44 | 59 | 8.79 | 60 |

表4 厚肉吸塵箱の振動

| 測定位置 | 扉を閉じた場合 | | 扉を開いた場合 | |
|------|--------------|----------|--------------|----------|
| | 振幅 (μ) | 周波数 (Hz) | 振幅 (μ) | 周波数 (Hz) |
| 1 | 0.86 | 76 | 0.81 | 76 |
| 2 | 3.80 | 73 | 2.86 | 75 |
| 3 | 2.28 | 95 | 1.86 | 72 |
| 4 | 2.01 | 75 | 1.93 | 75 |
| 5 | 1.86 | 73 | 1.50 | 72 |
| 6 | 2.64 | 72 | 2.28 | 72 |
| 7 | 3.34 | 65 | 2.86 | 76 |
| 8 | 2.00 | 59 | 1.84 | 59 |
| 9 | 2.57 | 90 | 2.57 | 59 |
| 10 | 7.60 | 91 | 7.15 | 87 |
| 11 | 6.90 | 85 | 6.67 | 83 |

のそれはほぼ等となっている。これは吸塵箱の剛性あるいは質量ともなる固有振動数の相違から予想しうることである。

つぎに吸塵箱の扉を閉じた場合、および開いた場合を比較すると振動振幅には明確な差が認められる。これは吸塵ブローヤによる箱内の空気振動が箱の振動に大きく影響しているものと思われる。この傾向は薄肉製品に特に著しい。

これらの結果から薄肉製品の剛性の不足が振動に大きく影響しているものと考えられる。

3.2.2 吸塵モーターと吸塵箱の間に防振ゴムをそう入した場合の振動

表5に結果を示す。

表5 吸塵モーターと吸塵箱の間に防振ゴムをそう入した場合

| 測定位置 | 薄肉吸塵箱 | | 厚肉吸塵箱 | |
|------|--------------|----------|--------------|----------|
| | 振幅 (μ) | 周波数 (Hz) | 振幅 (μ) | 周波数 (Hz) |
| 1 | 2.71 | 60 | 0.86 | 79 |
| 2 | 11.90 | 60 | 2.85 | 73 |
| 3 | 10.50 | 60 | 1.95 | 75 |
| 4 | 7.25 | 60 | 2.10 | 76 |
| 5 | 4.68 | 59 | 1.86 | 72 |
| 6 | 12.84 | 60 | 2.59 | 72 |
| 7 | 12.40 | 59 | 2.85 | 75 |
| 8 | 9.98 | 59 | 2.50 | 75 |
| 9 | 5.95 | 65 | 2.50 | 68 |
| 10 | 12.19 | 67 | 6.99 | 80 |
| 11 | 11.34 | 64 | 6.94 | 90 |

薄肉製品、厚肉製品ともに防振ゴムそう入の効果は小さく吸塵箱の振動の主因は、吸塵モーターの振動ではな

く吸塵ブローヤの回転によって生ずる空気振動が支配的であることは3.2.1の結果からも考えられる。

3.3 吸塵箱上に直接研削盤をのせた場合と防振ゴムをそう入した場合の振動

表6-1、表6-2に薄肉吸塵箱および厚肉吸塵箱について測定した結果を示す。

表6-1 吸塵箱の上に直接研削盤をのせた場合と防振ゴムをそう入した場合の振動(薄肉吸塵箱)

| 測定位置 | 防振ゴム無 | | 防振ゴム有 | |
|------|--------------|----------|--------------|----------|
| | 振幅 (μ) | 周波数 (Hz) | 振幅 (μ) | 周波数 (Hz) |
| A | 0.92 | 84 | 0.96 | 83 |
| B-1 | 0.78 | 87 | 0.55 | 80 |
| B-3 | 1.34 | 84 | 0.82 | 83 |
| B-4 | 0.82 | 84 | 0.80 | 84 |
| B-6 | 0.95 | 88 | 0.82 | 85 |
| B-7 | 0.85 | 83 | 0.61 | 89 |
| B-9 | 0.96 | 82 | 0.96 | 90 |
| C | 12.30 | 64 | 12.60 | 87 |
| D | 7.42 | 65 | 5.00 | 83 |

表6-2 吸塵箱の上に直接研削盤をのせた場合と防振ゴムをそう入した場合の振動(厚肉吸塵箱)

| 測定位置 | 防振ゴム無 | | 防振ゴム有 | |
|------|--------------|----------|--------------|----------|
| | 振幅 (μ) | 周波数 (Hz) | 振幅 (μ) | 周波数 (Hz) |
| A | 0.92 | 79 | 0.98 | 79 |
| B-1 | 0.54 | 83 | 0.51 | 84 |
| B-3 | 0.70 | 84 | 0.69 | 85 |
| B-4 | 0.80 | 85 | 0.80 | 86 |
| B-6 | 0.80 | 84 | 0.81 | 81 |
| B-7 | 0.61 | 80 | 0.60 | 77 |
| B-9 | 0.90 | 85 | 0.94 | 79 |
| C | 6.81 | 90 | 7.12 | 85 |
| D | 7.84 | 86 | 7.85 | 83 |

薄肉吸塵箱の場合では防振ゴムをそう入することにより、研削盤テーブル上の振動振幅は約20%減少するが厚肉吸塵箱の場合、防振効果は薄肉製品に比較して小さい。これは防振ゴムの形状、性能を適当に選択することにより解決されるものと思われる。

防振ゴムをそう入した場合の振動振幅は研削盤本体の振動と大差なく良好な結果を示した。

3.4 研削盤および吸塵箱の騒音

運転条件をかえて騒音レベルを測定した結果を表7にまた防風口の騒音分析結果を図5に示す。

騒音レベルは汎用工作機械としてそれほど高いもので

表7 研削盤および吸塵箱の騒音

| 運転条件 | 騒音レベル (dB) | |
|------------|------------|------|
| | A 特性 | C 特性 |
| 砥石軸回転 | 58 | 62 |
| 吸塵モーター回転 | 67 | 78 |
| 砥石軸+吸塵モーター | 70 | 78 |

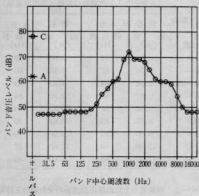


図5 排風口の騒音分析

はないが、吸塵モーターを回転させた場合の騒音レベルが支配的で、吸塵ブローアを始動させたときの排風音が吸塵箱出口で風切音をともなって、C特性で80dB近く

になり喧嘩感を与える。またこのときの排風音の周波数は1KHzがピークとなっており、これは排風口の形状を改良することにより減音することが可能である。

4. 結 言

実験結果の考察により次の結論が得られる。

- (1) 吸塵箱の振動の原因は吸塵ブローアによる箱内の空気圧の変動すなわち空気振動が主因と考えられ、吸塵モーター自身の振動による影響は小さい。
- (2) 研削盤本体と吸塵箱の間に防振ゴムをそり入ることにより、かなりの防振効果が期待出来る。しかしながらその場合、研削盤本体の質量と防振ゴムの形状により効果が異なるので防振ゴムの形状についても十分考慮する必要がある。
- (3) 吸塵箱排風口の風切音は、排風口の形状を、できるかぎりエッジを少くして減音をはかる必要がある。

吸塵箱の振動が研削盤本体の振動に影響するので、吸塵箱の剛性を高める（薄肉材を使用する場合は、自由壁面にリブを設ける）とともに研削盤本体との間の振動シャ断をはかる必要がある。

参 考 文 献

- 1) 大野：機械学会論文集, 35巻276号 (1969) 1797
- 2) 井上：工業技術, 1968年9月号 (1968) 48
- 3) 牧野・鈴木：精密機械 39巻1号 (1973) 113

塑性加工に関する研究 (第7報)

高炭素鋼の圧縮抵抗について

横山 宏樹, 菊山 信行, 鈴木 寛
加城 正義

1. 緒 言

国内における各種のやすりの生産は全国の約80%を占めているが、最近、需要の頭打ちや後進国の追い上げなどで、業態は許されない状態である。従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である。

やすりの成形は、従来多くは熱間自由鍛造によっているので、成形品は寸法精度のばらつきが多い。これは省力化に有効な目立てや研磨など後工程の自動化に大きな障害となっている。その改善のため型鍛造成形を採用し、寸法精度の向上をはかるべきである。

最近、製針業等では0.8%炭素鋼を冷間成形しており、析出型ステンレス鋼線や冷間成形して医療用針を生産している。大型部品ではポンペのロム、ボルト等冷間鍛造が盛んに行なわれてきている。

小型やすりの生産にも当然冷間成形が考えられるが、高炭素鋼であるため容易には成形できないことが推察される。現在用いられているやすりの素材は炭素含有量1.3~1.4%、クロム含有量0.2~0.4%の高炭素系クロム鋼が用いられている。このような高炭素鋼材料の熱間および冷間成形加工における鍛造成形性については従来から、まったくデータがない。

高炭素鋼を冷間加工する場合の難易は、変形抵抗および割れ限界に支配される。したがって、これを検討するに当たっては展延性や加工硬化性についても研究する必要がある。これらの二つの大きな性質は素材組織、かたさ、潤滑性、加工速度による影響が大きい。

そこで、各熱処理により素材組織を変えた高炭素鋼の円柱試験片について50トン万能試験機で2mm/minの静圧縮により、変形抵抗および加工硬化性の傾向を知る目的で本研究を行なった。また昭和47年度、技術開発研究費補助事業「高炭素鋼製品の鍛造性に関する研究」を並行して行なっており、その予備実験的な内容でもある。

材料の変形抵抗を決定する試験法としては、工藤¹⁾²⁾³⁾らが圧縮試験法を採用し、端部を圧縮時の摩擦をなくする目的で、繰返し潤滑を行ない、横ふくれや扁平化を最小にするように繰返し切削法で、その標準試験法の確立

をしている。しかし、現状は圧縮、引張り強さ、伸び、絞り、かたさ等を測る程度である。またドイツでは各種材料の変形抵抗を Siebel と Pomp の円すい形圧縮試験法によって、対数ひずみ1.6まで測定公表⁴⁾している。さらに展延性を見るためには材料を70~80%割え込んで割れの有無を調べることが広くおこなわれているが、試験条件の確立はされていない。

本研究は対数圧縮ひずみ0.1~0.7 (圧縮量1~6mm) の範囲で変化させたもので、この範囲における横ふくらみ、扁平化の影響を無視して、連続圧縮試験を行なった。

2. 試験片と実験方法

試験片は炭素含有量約1.2%、クロム含有量0.1~0.2%の高炭素鋼で、鉄工やすりの素材として使用されている。その化学成分を表1に示し、各素材の熱処理条件ならびに HxB かたさを表2に示した。

表1 試料の化学成分 (%)

| | C | Si | Mn | P | S | Cr |
|-------|------|------|------|-------|-------|------|
| 6φ×10 | 1.22 | 0.28 | 0.24 | 0.006 | 0.014 | 0.10 |
| 9φ×15 | 1.21 | 0.30 | 0.23 | 0.006 | 0.024 | 0.19 |

試験片記号SCは直径8φおよび10φの素材九種を、表2のような球状化焼なまし処理を行なったのち、6φ×10および9φ×15に仕上げた。試験片記号CPは同ような寸法に、粗ペーライト組織とするために950°Cまで加熱して水冷した。HxB かたさは試験片SCが HxB10程度低い。試験片Rは圧延温度約1100°Cで圧延し、空冷した材料である。これらの試験片横断面の顕微鏡組織を写真1に示した。実験方法は圧縮試験をRUL型50T万能試験機で、圧縮速度2mm/minに一定し、表3のような圧縮対数ひずみで、圧縮試験を行なった。

潤滑は平均0.7μmの超微粒子二硫化モリブデンを主成分とする市販潤滑剤を使用し、この潤滑剤の摩擦係数は0.04とされている。

表2 試験片の熱処理

| 試験片記号 | 試験片寸法 | 熱 処 理 | 組 織 | H×Bかたさ |
|-------|-------|---|------------------------|--------|
| S C | 6φ×10 | 790°C 1.5hr F-C | 球状セメントイ + フェライト | 89~90 |
| | 9φ×15 | 770°C (2hr) → 660°C (40min) → 770°C (1hr) F-C | | 88~89 |
| C P | 6φ×10 | 930°C 10min F-C | 粗パーライト + 網状セメントイ | 98~99 |
| | 9φ×15 | 950°C 20min F-C | | 98~99 |
| R | 6φ×10 | 1100°C 熱間圧延→A・C (素 材) | パーライト + | 108 |
| | | | 球状セメントイ | 109 |

(a)

(b)

(c)

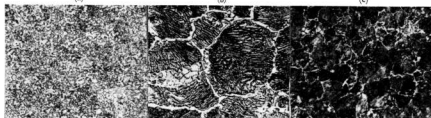


写真1 試験片断面の顕微鏡組織 (a) S C 球状セメントイ (b) C P 粗パーライト (c) R パーライト (×400)

表3 対数ひずみおよび圧縮量(mm)の関係

| 圧 縮 量 (mm) | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | |
|--|---------------------------|--------|--------|--------|--------|--------|-------|
| 対 数 ひ ず み $\epsilon = \ln H_0/H$ | $H_0 = 10$ $D = 6\phi$ | 0.1040 | 0.2230 | 0.3560 | 0.5130 | 0.6930 | 0.719 |
| | $H_0 = 15$ $D = 9\phi$ | 0.0670 | 0.1390 | 0.2230 | 0.4051 | 0.6970 | 0.506 |

圧縮変形抵抗 k_f は

$$k_f = P / \pi \cdot D_0 \cdot \epsilon^{1/4} \quad (\text{kg/mm}^2)$$

として算出し、圧縮試験は図1のように $H_0 \pm 1/100$ の寸法精度の試験片を3回同条件で試験し、その平均値を求めた。

3. 実験結果および考察

3-1 変形抵抗におよぼす組織差

試験片 6φ×10の S C (球状セメントイ組織) および C P (粗パーライト組織) について、ペースト状潤滑剤により、圧縮速度 2 mm/min で圧縮試験した結果を図2に示す。

対数ひずみ 0.5 までの増加とともに両試料とも圧縮変形抵抗は増大し、試験片 C P は対数ひずみ 0.513 で写真2のように 45° スリップ剪断型割れを生じ、対数ひずみ 0.6, 0.7 でも同ように割れを生じている。また試験片 S

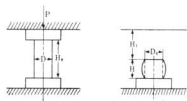


図1 静圧縮試験

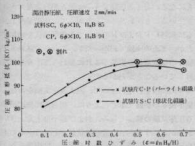


図2 試料 6φ×10 における変形抵抗の圧縮対数ひずみによる影響



写真2 45°スリップ剪断型割れ(試験片C-P 対数ひずみ0.513)

Cは対数ひずみ0.7で割れを生じ、試験片C-Pよりも、変形抵抗が小さいことがわかり、両者とも変形抵抗に関係なく、対数ひずみ、すなわち、ある圧縮量で変形限界があることがわかる。

試験片S-CとC-Pの割れ限界差は写真1および表2からわかるように試料C-Pは940°Cから冷却したことにより、結晶粒が著しく大きく、組織的に脆化していることに原因して、割れ限界が小さくなっていると推定される。

試験片C-PとS-Cの変形抵抗値の差は試験片かたさが試料C-PがHxB10程度高いことから大きい抵抗値を示したと考えられる。

3-2 変形抵抗とかたさの関係

表2の試験片S-C(9φ×15)は球状化焼なましを行ない、素材かたさHxB88.5とし、二硫化モリブデン系ペースト状潤滑剤を使用したものおよび、まったく潤滑を行なわないで、対数ひずみを0.104~0.719まで圧縮し、圧縮変形抵抗を測定したのが図3である。また圧縮試験後の試験片横断面のHxBかたさと同時に測定を行なった。

ひずみの増加とともに、変形抵抗値は急激に増加し、

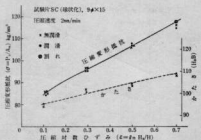


図3 圧縮対数ひずみと変形抵抗およびかたさの関係

断面かたさも比例して増加の傾向にある。変形抵抗とかたさの関係は、対数ひずみの上昇に伴って、断面かたさが上昇するが、対数ひずみ0.7の範囲では、その上昇度は変形抵抗よりも、ゆるやかな傾向があり、S50Cについて、工業⁵⁾らが行なった実験傾向とは一致していない。

潤滑と無潤滑圧縮試験の差は図からわかるように、ほとんどないことがわかる。

つぎにパーライト組織試験片C-P(9φ×15)について、同ような圧縮試験を行なった結果を図4に示し、対数ひずみと変形抵抗の関係は図3の試験片S-Cに比べて、対数ひずみの増加に対する変形抵抗の増加割合が低く、対数ひずみ0.5~0.7で45°スリップ剪断割れを生じることが明らかになった。この現象は加工硬化性が低いことおよび、写真1の素材組織からもわかるように結晶粒が大きいため素材自身の変形能が低下していることが推定される。

潤滑による変形抵抗の影響は、試験片S-Cと同やうにその差が認められなかった。

熱間圧延材、すなわち試験片Bについて同ような圧縮試験を行なった結果を図5に示すように、変形抵抗とか

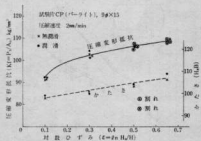


図4 圧縮対数ひずみと変形抵抗およびかたさの関係

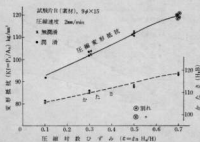


図5 圧縮対数ひずみと変形抵抗およびかたさの関係

たきの相互関係は球状セメントタイト試験片SCと同ような傾向を示している。すなわち、変形抵抗のひずみによる上昇度合いが大きく、加工硬化性が大きいことが考えられる。また割れは、ひずみ0.7において生じた。

3-3 横ふくらみと扁平度の関係

高炭素鋼試験片の素材組織およびかたさと変形抵抗の関係を圧縮試験によって、これまで検討をしたが、圧縮試験では摩擦による円柱の横ふくらみおよび扁平化という欠点があり、厳密には繰り返し潤滑を行ない、扁平化が進行すると円柱削りして、再び圧縮試験を行なわなければならない。

したがってこれまで行って来た連続圧縮試験は、これらの影響因子を含んだ変形抵抗と考えられる。そこで潤滑を行ない、各圧縮量を横ふくらみ、ならびに扁平度の関係を見たのが図6で、横ふくらみと扁平度は、圧縮量の増加とともに急激に増加することが明らかになった。端面摩擦が大きいと考えられるのは γ' と α' の差、すなわち、 $|\gamma - \alpha|$ 値が大きいほど端面摩擦が大きくなる

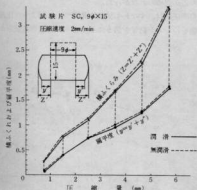


図6 圧縮量と横ふくらみおよび扁平度の関係

ことになる。とくと圧縮量4.7mm附近から急激に大きくなっていることがわかる。したがって、圧縮量の上昇とともに試料CPおよびRにおいても変形抵抗を増加することが、まへの実験でわかったが、これらの試料も圧縮試験片の端面摩擦の影響がこれに加わって、変形抵抗が上昇していることがわかる。

つぎに潤滑を行なわないで、同ような実験を行なった実験が図6の破線で示したように、明らかに無潤滑における圧縮試験の横ふくらみ、および扁平度とも大きいことがわかる。すなわち、変形抵抗値としては、その差が認められないが、横ふくらみ、扁平度には影響をおよぼしていることがわかる。

4. 結 言

やすりの素材である1.2% C高炭素鋼の冷間加工には変形抵抗ならびに割れ限界など変形能を加えておく必要がある。

静的圧縮において試験片の組織、かたさならびに潤滑法などが変形抵抗や割れ限界におよぼす関係を要約すると、つぎのようになる。

静的な圧縮速度での変形抵抗は加工硬化の大きな影響により対数ひずみ(圧縮量)の増加とともに、直線的に増加する。素材組織が「球状セメントタイト+フェライト」、「粗パーライト+フェライト」あるいは「パーライト+フェライト」組織にかかわらず、同ような傾向を示すことが判明した。

素材かたさと変形抵抗の関係は、素材かたさに比例して変形抵抗が大きくなる。

割れ限界については球状セメントタイトは試料径 ϕ で、対数ひずみ0.7附近で「45°スリップ剪断型割れ」が一部生じ、試料径 ϕ では対数ひずみ0.7で割れ、粗パーライトは同試料とも対数ひずみ0.5で割れが生じることがわかった。

また、球状化炭素組織では対数ひずみが大きくなると加工硬化が大きくなり、変形抵抗も大きくなる。

端面潤滑の有無による変形抵抗への影響としては、その差が認められないが、横ふくらみおよび扁平度には明らかに影響している。

なお、これらの現象を基にして、工業上の変形速度で変形能におよぼす各種条件を追求する予定であり、やすりも成形度によっては冷間成形加工も可能であることが推察される。

文 献

- 1) 工藤, 佐藤: 塑性加工, Vol. 6, No. 56 (1965) 449
- 2) 工藤, 青井: 塑性加工, Vol. 8, No. 72 (1967) 17
- 3) 工藤, 佐藤: 塑性加工, Vol. 9, No. 91 (1968) 569
工藤, 青井: 金属材料, Vol. 7, No. 5 (1966) 12
- 4) VDI: VDI Richtlinien, 3201 (1968)
- 5) 工藤, 青井: 金属材料, Vol. 7, No. 5 (1966) 12

半自動溶接に関する研究 (第4報)

ノーガスアークによるすみ肉溶接施工法について

野地 英治, 蒲田 政信, 片山 義孝

1. 緒 言

最近中小企業での半自動による溶接作業が急増してきたが、特にノーガスアーク溶接の現場利用が目立っている。そのためわれわれは半自動溶接に関する研究(第3報)¹⁾で突合せ溶接についての実験を行ない、溶接電流に対する適正電圧、ワイヤの突出し長さなどについて再確認するとともに、突合せ溶接における欠陥の発生しにくい溶接条件を確立した。

しかし、現場における溶接作業ではノーガスアーク溶接によるすみ肉溶接がかなりの量をしめている。

このような現状からすみ肉溶接の施工条件を確立するため、溶接電流、トーチの保持角度、トーチのねらい位置などの諸因子を変化させることによる溶接部の状況を観察し、すみ肉溶接独特の諸問題を解決し健全な溶接部を得るための一連の研究を行うことにした。

2. 実験方法

2.1 実験装置および試験方法

本実験はノーガスアーク溶接によって行なうこととし、通用電源は300A交流アーク溶接機を使用し、ワイヤは市販の径2.4mmφの複合ワイヤを完全乾燥して使用した。

被溶接材料は板厚9mm、巾100mm、長さ200mmの鋼板(S S 41) 2枚をT型に拘束して使用した。

また鋼材表面は黒皮のままとしたが、油等の付着物を除去するためにベンジン清浄を行なった。

表1 溶接条件

| 固定要因 | 変動要因 |
|----------------------------------|--------------------------|
| 溶接電圧=25V~26V | トーチの ねらい |
| 突出し長さ=40mm | |
| ワイヤ径=2.4mmφ | ルート部 立板側2mm 下板側2mm |
| トーチの保持角度 (傾斜角 45° 後退角 80°) | |
| | 溶接電流 |
| | 溶接速度 |

2.2 溶接条件および溶接方法

本実験は等厚T型水平すみ肉溶接を行なったが、その溶接方法は溶接条件の均一化を図るためトーチを走行装置に取り付けて自動化し、諸条件を表1のとおりとして全自動で行ない同一試料を2ヶ作製した。

表1の固定要因に関しては、溶接電圧および突出し長さは前報(第2報)²⁾で適正と認めた数値である。またトーチの保持角度は、溶込み深さ、脚長等の溶接結果にはさほど影響がないという報告³⁾を参考にして決定した。

2.3 立板位置および試験片採取位置決定のための予備実験

JIS Z 3133 (すみ肉溶接継手の破面試験方法)によると、立板の位置は脚長の大小によって12mmから26mmのあいだとされているが、ノーガスアーク溶接の場合入熱が大きいこともあり立板の位置が下板の端に近ずけると、溶込みに変化を生じるのではないかと、またビードのスタ

表2 予備実験用溶接条件

| 固定要因 | 変動要因 |
|----------------|--|
| 溶接電流=300A | 立板位置(A)=15mm 50mm  |
| 電 圧=26V | |
| 溶接速度=300mm/min | |
| 傾斜角=45° | |
| 後退角=80° | |
| ねらい位置=ルート部 | |

表3 溶込み深さの分散分析表

| 要 因 | 偏 差 平方和 (S) | 自由 度 (φ) | 不偏 分散 (S/φ) | 分散比 (F _φ) | F (0.01) | F (0.05) |
|--------------------|-------------------|----------------|-------------------|--------------------------|-------------|-------------|
| 立板位置(A) | 0.04 | 1 | 0.04 | 0.33 | 4.75 | 9.33 |
| 測定箇所(B) | 0.32 | 2 | 0.16 | 1.33 | 3.89 | 6.93 |
| 交 互 作 用 (A × B) | 0.18 | 2 | 0.09 | 0.75 | 3.89 | 6.93 |
| 誤 差(E) | 1.44 | 12 | 0.12 | | | |
| 計 | 1.98 | 17 | | | | |

表4 下板脚長の分散分析表

| 要因 | 偏差平方和 (S) | 自由度 (ϕ) | 不偏分散 (S/ ϕ) | 分散比 (F ₀) | F (0.05) | F (0.01) |
|------------|-----------|----------------|-------------------|-----------------------|----------|----------|
| 立板位置(A) | 0.01 | 1 | 0.01 | 0.03 | 4.75 | 9.33 |
| 測定箇所(B) | 0.44 | 2 | 0.22 | 0.59 | 3.89 | 6.93 |
| 交互作用 (A×B) | 0.83 | 2 | 0.42 | 1.12 | 3.89 | 6.93 |
| 誤差(E) | 4.50 | 12 | 0.375 | | | |
| 計 | 5.78 | 17 | | | | |

ート部とクレータ部の溶込みの状態などを調べるため表2に示した溶接条件およびマクロ試験片採取位置によって予備実験を行なった。その結果表3, 4に示すように溶込み深さ, 脚長におよぼす立板位置とマクロ試験片採取位置の影響は認められなかった。

2.4 試験方法

実験の結果は溶接部断面のマクロ組織の状態および破面試験結果から総合的な検討を行なった。

なおマクロ試験片および破面試験片の採取位置を前項の予備実験の結果位置の影響が認められなかったため, 図1の通りとし, 溶接部断面の測定項目を図2のようにした。

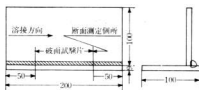


図1 溶接試験材および試料採取位置

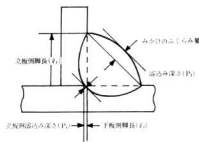


図2 断面測定項目

3. 実験結果および考察

3.1 断面測定結果

断面測定によって測定した項目は図2に示すように, 溶込み深さ (P_1, P_2), 立板脚長 (L_1), 下板脚長 (L_2), 脚長差 ($L_2 - L_1$), ビードのふくらみ量, 以上5項目とした。

本実験は実験方法の項で述べたとおり, 2回の繰返しで行なっており, 溶接因子としてトーチのねらい位置, 溶接電流, 溶接速度の3因子を取り上げた。その断面測定結果得られたデータは「繰返しのある三元配置法」により分散分析を行ない解析を加えていった。

3.1.1 溶込み深さ

溶込み深さにおよぼす溶接諸因子の影響を三元配置法

表5 立板側溶込み深さ (P_1) の分散分析表

| 要因 | 偏差平方和 (S) | 自由度 (ϕ) | 不偏分散 (S/ ϕ) | 分散比 (F ₀) | F (0.05) | F (0.01) |
|------------|-----------|----------------|-------------------|-----------------------|----------|----------|
| ねらい位置 (A) | 5.85 | 2 | 2.925 | 7.443** | 3.354 | 5.488 |
| 溶接電流 (B) | 4.35 | 2 | 2.175 | 5.534** | * | * |
| 溶接速度 (C) | 1.75 | 2 | 0.875 | 2.226 | * | * |
| 交互作用 (A×B) | 1.32 | 4 | 0.330 | 0.840 | 2.728 | 4.106 |
| (A×C) | 0.65 | 4 | 0.163 | 0.415 | * | * |
| (B×C) | 1.05 | 4 | 0.263 | 0.669 | * | * |
| (A×B×C) | 0.70 | 8 | 0.088 | 0.224 | 2.305 | 3.256 |
| 誤差(E) | 10.62 | 27 | 0.393 | | | |
| 計 | 26.29 | 53 | | | | |

表6 溶込み深さ (P_2) の分散分析表

| 要因 | 偏差平方和 (S) | 自由度 (ϕ) | 不偏分散 (S/ ϕ) | 分散比 (F ₀) | F (0.05) | F (0.01) |
|------------|-----------|----------------|-------------------|-----------------------|----------|----------|
| ねらい位置 (A) | 4.65 | 2 | 2.325 | 17.88** | 3.354 | 5.488 |
| 溶接電流 (B) | 1.57 | 2 | 0.785 | 6.04** | * | * |
| 溶接速度 (C) | 0.58 | 2 | 0.290 | 2.23 | * | * |
| 交互作用 (A×B) | 0.73 | 4 | 0.183 | 1.40 | 2.728 | 4.106 |
| (A×C) | 0.32 | 4 | 0.080 | 0.615 | * | * |
| (B×C) | 0.39 | 4 | 0.098 | 0.75 | * | * |
| (A×B×C) | 0.19 | 8 | 0.024 | 0.183 | 2.305 | 3.256 |
| 誤差(E) | 3.52 | 27 | 0.130 | | | |
| 計 | 11.95 | 53 | | | | |

によって分散分析した結果を表5, 6に示す。

この結果トーチのねらい位置と溶接電流が大きく影響するが、溶接速度による影響は認められなかった。

今まで一般的な溶接概念として、溶接速度が溶込みに影響すると考えられがちであったが、少なくともノーガスアーク溶接による水平すみ肉溶接においては、ほとんど期待はもてないことがわかった。

溶込み深さにおよぼす影響の大きいトーチのねらい位置と溶接電流の組合せ条件による溶込み深さを図3に、また影響度の小さい溶接速度の変化による溶込み深さを図4に示す。

図3は有意差の認められない交互作用を誤差項にプールし、危険率5%で母平均の区間推定を行っている。

図3から明らかのように溶接電流を増加すれば溶込み深さは大きくなる。またトーチのねらい位置による溶込み深さは、ルート部をねらった場合が最も深く、ルート部より下板、上板側のいずれをねらっても溶込みは減少する。

本実験の範囲内で最大の溶込みを得る因子の組合せ条件は、溶接電流300Aでルート部をねらった場合であり、立板側溶込み深さ(P₁)の推定値は1.6mm(バツキの範囲は±0.46mm)、溶込み深さ(P₂)の推定値は1.15mm(バ

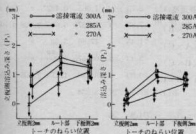


図3 トーチのねらい位置と溶接電流の組合せ条件による溶込み深さ

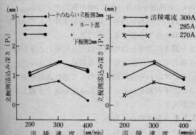


図4 溶込み深さにおよぼす溶接速度の影響

ツキ範囲は±0.27mm)である。

3.1.2 立板側脚長(l₁), 下板側脚長(l₂)

立板側脚長におよぼす溶接諸因子の影響を同様に分析した結果を表7に、下板側脚長におよぼす諸因子の影響を表8に示す。

表7, 8から見るとトーチのねらい位置と溶接速度が脚長におよぼす影響は非常に大きく、ねらい位置を下板側、ルート部、立板側と移動させた場合立板側の脚長は増加し、それと反対に下板側の脚長は減少する。

溶接速度を遅くすれば両方の脚長は増加する。この結果を図5に示す。

以上のことはまず妥当な結果と言えるが、溶接電流の影響については立板側脚長では認められず、下板側脚長において影響が認められた。

その結果を図6, 7に示す。図6, 7より溶接電流を

表7 立板側脚長(l₁)の分散分析表

| 要因 | 偏差平方和 (S) | 自由度 (φ) | 不偏分散 (S/φ) | 分散比 (F ₀) | F (0.05) | F (0.01) |
|------------|-----------|---------|------------|-----------------------|----------|----------|
| ねらい位置 (A) | 42.50 | 2 | 21.250 | 30.75** | 3.354 | 5.488 |
| 溶接電流 (B) | 1.25 | 2 | 0.625 | 0.90 | ∞ | ∞ |
| 溶接速度 (C) | 131.77 | 2 | 65.885 | 95.30** | ∞ | ∞ |
| 交互作用 (A×B) | 1.47 | 4 | 0.368 | 0.532 | 2.728 | 4.106 |
| (A×C) | 13.58 | 4 | 3.395 | 4.91** | ∞ | ∞ |
| (B×C) | 2.79 | 4 | 0.698 | 1.01 | ∞ | ∞ |
| (A×B×C) | 7.60 | 8 | 0.950 | 1.37 | 2.305 | 3.256 |
| 誤差 (E) | 18.65 | 27 | 0.691 | | | |
| 計 | 219.61 | 53 | | | | |

表8 下板側脚長(l₂)の分散分析表

| 要因 | 偏差平方和 (S) | 自由度 (φ) | 不偏分散 (S/φ) | 分散比 (F ₀) | F (0.05) | F (0.01) |
|------------|-----------|---------|------------|-----------------------|----------|----------|
| ねらい位置 (A) | 112.03 | 2 | 56.02 | 36.3** | 3.354 | 5.488 |
| 溶接電流 (B) | 12.84 | 2 | 6.42 | 4.16* | ∞ | ∞ |
| 溶接速度 (C) | 109.55 | 2 | 54.775 | 35.5** | ∞ | ∞ |
| 交互作用 (A×B) | 2.58 | 4 | 0.645 | 0.42 | 2.728 | 4.106 |
| (A×C) | 24.11 | 4 | 6.028 | 3.91* | ∞ | ∞ |
| (B×C) | 1.83 | 4 | 0.458 | 0.296 | ∞ | ∞ |
| (A×B×C) | 12.29 | 8 | 1.536 | 0.995 | 2.305 | 3.256 |
| 誤差 (E) | 41.67 | 27 | | | | |
| 計 | 316.90 | 53 | | | | |

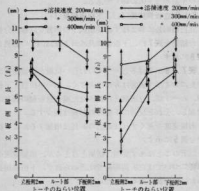


図5 トーチのねらい位置と溶接速度の組合せ条件による脚長

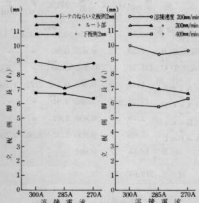


図6 立板側脚長におよぼす溶接電流の影響

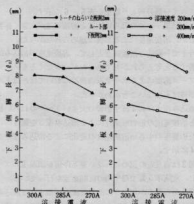


図7 下板側脚長におよぼす溶接電流の影響

表9 脚長差(l_2-l_1)の分散分析表

| 要因 | 偏平方和 (S) | 自由度 (ϕ) | 不偏分散 (S/ϕ) | 分散比 (F_0) | F (0.05) | F (0.01) |
|------------|----------|----------------|-------------------|---------------|----------|----------|
| ねらい位置 (A) | 291.82 | 2 | 145.91 | 45.11** | 3.354 | 5.488 |
| 溶接電流 (B) | 9.97 | 2 | 4.985 | 1.54 | # | # |
| 溶接速度 (C) | 2.73 | 2 | 1.365 | 0.422 | # | # |
| 交互作用 (A×B) | 7.83 | 4 | 1.9575 | 0.605 | 2.728 | 4.106 |
| # (A×C) | 71.45 | 4 | 17.86 | 5.52 | # | # |
| # (B×C) | 3.43 | 4 | 0.8575 | 0.265 | # | # |
| (A×B×C) | 30.39 | 8 | 3.799 | 1.174 | 2.305 | 3.256 |
| 誤差 (E) | 87.33 | 27 | 3.234 | | | |
| 計 | 504.95 | 53 | | | | |

大きくしても立板側の脚長を増加させる効果はほとんどないが、下板側の脚長にはその効果がある。

3.1.3 脚長差 (l_2-l_1)

脚長差による因子効果を分散分析した結果を表9に示す。分散分析の結果から見ると、脚長差におよぼす溶接条件はトーチのねらい位置が極めて大きく影響し、その他の条件である溶接電流、溶接速度ではあまりその影響は認められない。

しかしながら、トーチのねらい位置と溶接速度との交互作用が認められたので、トーチのねらい位置のもがけによる脚長差と、トーチのねらい位置と溶接速度の組合せ条件による脚長差の結果を図8、9に示した。

図8からわかるようにルート部をねらって溶接した場合には、ほとんど脚長差がなく、立板側2mmをねらうと3.4mm、下板側をねらうと2.2mmの脚長差となる。

すなわち等脚長を得るための必須条件としては、ルート部をねらって溶接することである。

また図9によると立板側をねらった場合と下板側をねらう場合では、溶接速度による脚長差の大小が認められている。すなわち立板側をねらって溶接速度を速くしたほうが、下板側をねらって溶接速度を速くするよりは脚長差が大きくなっている。

3.1.4 みかけのふくらみ

みかけのふくらみにおよぼす要因効果を分散分析した結果を表10、図10のようにになった。

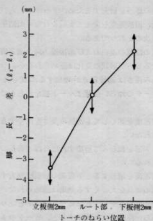


図8 脚長差(l_2-l_1)におよぼすトーチのねらい位置(主効果)の影響

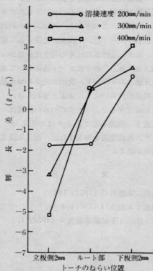


図9 トーチのねらい位置と溶接速度の組合せによる脚長差(l_2-l_1)

みかけのふくらみにおよぼす溶接条件としては、トーチのねらい位置と溶接速度が大きく影響し、溶接電流はほとんど影響しない。すなわちトーチのねらい位置についての影響のうち、ルート部と下板側とのねらい位置による差はあまり認められなかったが、立板側をねらうと

表10 みかけのふくらみ量の分散分析表

| 要因 | 偏差平方和 (S) | 自由度 (ϕ) | 不偏分散 (S/ ϕ) | 分散比 (F ₀) | F (0.05) | F (0.01) |
|------------|-----------|----------------|-------------------|-----------------------|----------|----------|
| ねらい位置 (A) | 8.37 | 2 | 4.185 | 32.19 | 3.354 | 5.488 |
| 溶接電流 (B) | 0.02 | 2 | 0.01 | 0.077 | 〃 | 〃 |
| 溶接速度 (C) | 4.12 | 2 | 2.06 | 15.846 | 〃 | 〃 |
| 交互作用 (A×B) | 0.23 | 4 | 0.0575 | 0.442 | 2.728 | 4.106 |
| (A×C) | 1.62 | 4 | 0.405 | 3.115 | 〃 | 〃 |
| (B×C) | 0.84 | 4 | 0.21 | 1.615 | 〃 | 〃 |
| (A×B×C) | 1.29 | 8 | 0.161 | 1.24 | 2.305 | 3.256 |
| 誤差 (E) | 3.51 | 27 | 0.13 | | | |
| 計 | 20.00 | 53 | | | | |

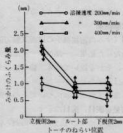


図10 みかけのふくらみ量におよぼすトーチのねらい位置、溶接速度の影響

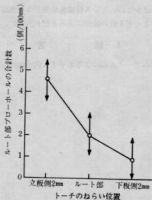


図11 ルート部のブローホールにおよぼすトーチのねらい位置(主効果)の影響

表11 破面試験によるルート部ブローホールの分散分析表

| 要因 | 偏差平方和 (S) | 自由度 (ϕ) | 不偏分散 (S/ ϕ) | 分散比 (F ₀) | F (0.05) | F (0.01) |
|------------|-----------|----------------|-------------------|-----------------------|----------|----------|
| ねらい位置 (A) | 134.7 | 2 | 67.35 | 15.63 ^{***} | 3.354 | 5.488 |
| 溶接電流 (B) | 1.4 | 2 | 0.70 | 0.16 [*] | * | * |
| 溶接速度 (C) | 0.3 | 2 | 0.15 | 0.03 [*] | * | * |
| 交互作用 (A×B) | 64.5 | 4 | 16.12 | 3.74 [*] | 2.728 | 4.106 |
| (A×C) | 36.6 | 4 | 9.90 | 2.30 [*] | * | * |
| (B×C) | 109.6 | 4 | 27.40 | 6.36 ^{***} | * | * |
| (A×B×C) | 182.8 | 8 | 22.85 | 5.30 ^{***} | 2.905 | 3.256 |
| 誤差 (E) | 116.5 | 27 | 4.31 | | | |
| 計 | 649.4 | 53 | | | | |

ビードのふくらみ量が相当大きくなる。

3.2 破面試験結果

JIS Z 3133 (すみ肉溶接継手の破面試験方法) による破面試験を行なった結果、一部のルート部にブローホールが発生したが、それを除いては本実験の溶接条件内ではほとんど欠陥は認められなかった。

またルート部のブローホールについてその要因効果を分散分析した結果を表11、図11に示す。

ブローホールの発生についてはトーチのねらい位置が大きく影響し、立板側、ルート部、下板側の順にブローホールは減少した。

しかしながら本データは溶接長100mm中のブローホール合計数から求めたものであり、全体的にはルート部のブローホールは少ない。もしX線撮影結果を等級判定したとすればほとんど1級の範囲に入ると思われる。

4. 結 言

ノーガスアーク溶接による水平すみ肉溶接におよぼす

溶接条件の影響を研究するため、トーチのねらい位置、溶接電流、溶接速度を変えて実験を行なった結果得られた結論は次のとおりである。

- (1) 立板の位置の違いおよび溶接線方向の測定個所の違いによるビード形状の変化は認められない。
- (2) 溶込み深さは溶接電流が増加するに従って深くなり、トーチのねらい位置はルート部をねらうのが最も深い。
- (3) 溶接速度を遅くしても溶込み深さを深くする効果は認められない。
- (4) ルート部をねらって溶接すればほぼ等脚長のビードが得られる。
- (5) 溶接電流を増加すると下板側の脚長は増大するが、立板側の脚長を大きくする効果は認められない。
- (6) 溶接速度を早くすればビードは凸形となり、トーチのねらい位置を立板側にすると、ビードのふくらみ量が大きくなる。
- (7) 本実験の範囲内ではアンダーカット、オーバーラップなどの溶接欠陥はほとんど認められなかった。
- (8) 破面試験の結果一部の破面のルート部にブローホールが認められたが、このブローホールはトーチのねらい位置を立板側、ルート部、下板側、と変えるに従って減少する。しかし全体的にはその発生は少なかった。
- (9) 前報(第2報)²⁾の平伏ビード溶接において適正と認められた電圧値は25V~26V、突出し長さ40mmの値は水平すみ肉溶接においても、適正と思われる。
- (10) 以上を総合すると、トーチのねらい位置はルート部が最も良く、溶接速度はあまりはやくしない方がよい。また、溶接電流を増加すれば、溶込み深さを深くする効果がある。

文 献

- 1) 野地他: 本報告15 (1972) 143
- 2) 片山他: 本報告14 (1971) 1
- 3) 服部: 山形工業試験場報告4 (1972) 17

半自動溶接に関する研究 (第5報)

ノーガスアーク溶接による平板ビード形状におよぼす
溶接条件の影響

野地 英 治, 片 山 義 孝
蒲 田 政 信, 芳 野 光 利

1. 結 言

先におかれは半自動溶接に関する研究(第2報)¹⁾でノーガスアーク溶接におけるブローホールの発生についての研究結果を発表し、ブローホールの発生原因を具体的に明示するとともに、その発生防止対策を検討した。

しかし、その実験結果の溶接部断面測定から得られた平板ビード形状におよぼす溶接条件の影響については未発表であり、業界からの要請もあったため、今回そのデータを整理、解析して発表することにした。

すなわち、溶接条件として、溶接電流、溶接電圧、トーチの突出し長さ、トーチの保持角度、溶接速度の5因子をとりあげ、これら因子の向平板ビード形状におよぼす影響を分散分析により解析して検討を加えた。

2. 実 験 方 法

2.1 装置および実験材料

本実験はノーガスアーク溶接によって行ない、使用電

源は300A交流アーク溶接機を用いた。

ワイヤは市販のノーガスアーク溶接用複合ワイヤで、その径は2.4mmφのものを使用した。また溶接諸条件を一定に保つためにトーチを改良した自動ガス切断機の走行装置に取り付け全自動で行なった。

被溶接材料はSS41材でその大きさは、巾100mm、長さ750mm、板厚9mmとした。

2.2 実験方法

溶接姿勢は下向とし、被溶接材料の巾100mmの中央にビードをおいた。

なお、ワイヤは溶接前に所定の乾燥温度(250°C×1hr)で乾燥し、被溶接材料は黒皮のまま表面をトリクロロエチレンで清浄にした。

ビード形状におよぼす溶接諸因子は、溶接電流、溶接電圧、突出し長さ、保持角度、溶接速度とし、それぞれの影響を調べるための諸条件を表1、2に示す。

ビード形状の測定項目は溶込み深さ、余盛り高さ、ビード巾とし、繰返し実験数は2回とした。

表1 溶 接 条 件

| 実 験 項 目 | 溶 接 条 件 | |
|----------------|---|--|
| | 固 定 因 子 | 変 動 因 子 |
| 溶接電圧の影響 | 溶接速度: 300mm/min 突出し長さ: 40mm 保持角度: 90度 | 溶接電流: 表2に示す 溶接電圧: 表2に示す |
| 溶接電流および保持角度の影響 | 溶接速度: 300mm/min 突出し長さ: 40mm | 溶接電流/電圧: 100A/21V, 150A/24V, 300A/25V, 250A/26V, 300A/27V 保持角度: 50°, 60°, 70°, 90° |
| 突出し長さの影響 | 溶接速度: 300mm/min 保持角度: 90度 | 溶接電流/電圧: 100A/21V, 200A/25V, 300A/27V 突出し長さ: 50mm, 40mm, 30mm, 20mm, 10mm |
| 溶接速度の影響 | 突出し長さ: 40mm 保持角度: 90度 | 溶接電流/電圧: 250A/26V, 300A/25V 溶接速度: 200mm/min, 250mm/min, 300mm/min, 350mm/min, 400mm/min |

表2 表1中の変動因子(電流と電圧との関係)

| 溶接電流(A) | 溶 接 電 圧 (V) |
|---------|--------------------|
| 100 | 19, 21, 23, 25, 27 |
| 150 | 22, 24, 26, 28, 30 |
| 200 | 23, 25, 27, 29, 31 |
| 250 | 24, 26, 28, 30, 32 |
| 300 | 25, 27, 29, 31, 33 |

3. 実験結果および考察

3.1 溶接電圧の平板ビード形状におよぼす影響

溶接電圧のビード形状におよぼす影響を各電流ごとに分散分析した結果ほとんど差異が認められなかったため、溶接電流 300A の場合をとりあげて表3, 4, 5に示した。

表3 電圧の余盛り高さ(H)におよぼす分散分析表
(電流 300A)

| 要 因 | 偏 差 平方和 (S) | 自由 度 (ϕ) | 不偏 分散 (S/ϕ) | 分散比 (F_0) | F (0.05) | F (0.01) |
|-----|-------------------|-----------------------|--------------------------|------------------|-------------|-------------|
| 電 圧 | 0.914 | 4 | 0.229 | 3.088 | 5.192 | 11.39 |
| 誤 差 | 0.37 | 5 | 0.074 | | | |
| 計 | 1.284 | 9 | | | | |

表4 電圧の溶込み(P)におよぼす分散分析表
(電流 300A)

| 要 因 | 偏 差 平方和 (S) | 自由 度 (ϕ) | 不偏 分散 (S/ϕ) | 分散比 (F_0) | F (0.05) | F (0.01) |
|-----|-------------------|-----------------------|--------------------------|------------------|-------------|-------------|
| 電 圧 | 0.054 | 4 | 0.014 | 0.256 | 5.192 | 11.39 |
| 誤 差 | 0.265 | 5 | 0.053 | | | |
| 計 | 0.139 | 9 | | | | |

表5 電圧のビード幅(W)におよぼす分散分析表
(電流 300A)

| 要 因 | 偏 差 平方和 (S) | 自由 度 (ϕ) | 不偏 分散 (S/ϕ) | 分散比 (F_0) | F (0.05) | F (0.01) |
|-----|-------------------|-----------------------|--------------------------|------------------|-------------|-------------|
| 電 圧 | 11.024 | 4 | 2.756 | 20.88 | 5.192 | 11.39 |
| 誤 差 | 0.66 | 5 | 0.132 | | | |
| 計 | 11.684 | 9 | | | | |

一般的には電圧を高くするとビード巾が広くなり、余盛り高さは低くなること云われているが、今回の実験結果を分散分析して検討した限りでは、余盛り高さにおよぼす電圧の影響は認められなかった。しかしビード巾については電圧の影響が極めて大きく、電圧の増加にともなってビード巾は広がる。

また溶込み深さへの影響は全く認められなかった。この状態を図1に示す。影響の著しいビード巾のパラメータ範囲(危険率5%における区間推定)は $\pm 0.66\text{mm}$ であった。

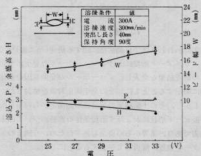


図1 溶接電圧のビード形状におよぼす影響

本実験結果(一般的にも)から電圧はビード巾に大きく影響することが認められるが、注意しなければならないことは前報¹⁾でも報じたとおり電圧を高くするとブローホールの発生が著しくなるため、電圧を変動させてビード形状を変化させることはつしまおぼならない。

3.2 溶接電流の平板ビード形状におよぼす影響

溶接電流および保持角度のビード形状におよぼす影響を繰返しのある二元配置法によって分散分析した結果を表6, 7, 8に示す。

表6 保持角度と電流の余盛り高さ(H)におよぼす分散分析表

| 要 因 | 偏 差 平方和 (S) | 自由 度 (ϕ) | 不偏 分散 (S/ϕ) | 分散比 (F_0) | F (0.05) | F (0.01) |
|-----------|-------------------|-----------------------|--------------------------|------------------|-------------|-------------|
| 電 流(A) | 8.990 | 4 | 2.248 | 56.188 | 2.866 | 4.431 |
| 保持角度(B) | 0.147 | 3 | 0.0489 | 1.223 | 3.098 | 4.938 |
| 交互作用(A×B) | 0.353 | 12 | 0.0294 | 0.736 | 2.278 | 3.231 |
| 誤 差 | 0.80 | 20 | 0.04 | | | |
| 計 | 10.290 | 39 | | | | |

表7 保持角度と電流の溶込み(P)およびす分散分析表

| 要因 | 偏差平方和(S) | 自由度(ϕ) | 不偏分散(S/ ϕ) | 分散比(F_0) | F(0.05) | F(0.01) |
|-----------|----------|---------------|------------------|--------------|---------|---------|
| 電流(A) | 21.60 | 4 | 5.4 | 152.1 | 2.866 | 4.431 |
| 保持角度(B) | 0.019 | 3 | 0.0063 | 0.178 | 3.098 | 4.938 |
| 交互作用(A×B) | 0.301 | 12 | 0.0251 | 0.707 | 2.278 | 3.231 |
| 誤差 | 0.71 | 20 | 0.0355 | | | |
| 計 | 22.63 | 39 | | | | |

表8 保持角度と電流のビード幅(W)およびす分散分析表

| 要因 | 偏差平方和(S) | 自由度(ϕ) | 不偏分散(S/ ϕ) | 分散比(F_0) | F(0.05) | F(0.01) |
|-----------|----------|---------------|------------------|--------------|---------|---------|
| 電流(A) | 343.28 | 4 | 85.82 | 325.08 | 2.866 | 4.431 |
| 保持角度(B) | 1.20 | 3 | 0.4 | 1.5151 | 3.098 | 4.938 |
| 交互作用(A×B) | 2.74 | 12 | 0.228 | 0.8647 | 2.278 | 3.231 |
| 誤差 | 5.28 | 20 | 0.264 | | | |
| 計 | 352.50 | 39 | | | | |

この結果溶接電流のビード形状およびす影響は非常に大きく、溶接電流を増加すれば余盛り高さ、溶込み深さ、ビード巾とも大きくなる。その状態を図2に示す。

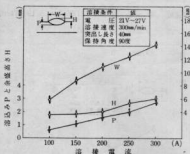


図2 溶接電流のビード形状およびす影響

電流別による余盛り高さおよび溶込み深さの関係は、低電流域ほどその差が大きく、電流 300A ではその差はほとんどなくなる。

本実験では 300A 以上の電流域での実験を行なってい

ないが、300A 以上になると逆に溶込み深さの方が大きくなる可能性がある。

ビード巾は 300A までは電流の増加とともにほぼ放物線状に増加している。

3.3 保持角度の平板ビード形状およびす影響

保持角度のビード形状およびす影響は表 6、7、8 に示したように、50°から90°の範囲では余盛り高さ、溶込み深さ、ビード巾およびす影響は認められない。その一例として溶接電流 300A の場合のビード形状を図 3 に示す。

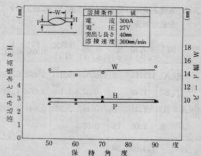


図3 保持角度のビード形状およびす影響

したがって保持角度は特に注意を払う必要はないが、作業性、ビード外観などを考慮すると70°から80°位に保持するのが適当と思われる。

3.4 突出し長さの平板ビード形状およびす影響

突出し長さの影響を前回と同様の方法で求めた結果を表 9、10、11 に、また溶接電流 300A の例を図 4 に示す。

表9 電流と突出し長さの余盛り高さ(H)およびす分散分析表

| 要因 | 偏差平方和(S) | 自由度(ϕ) | 不偏分散(S/ ϕ) | 分散比(F_0) | F(0.05) | F(0.01) |
|-----------|----------|---------------|------------------|--------------|---------|---------|
| 電流(A) | 6.074 | 2 | 3.037 | 138.0 | 3.682 | 6.359 |
| 突出し長さ(B) | 0.963 | 4 | 0.241 | 10.95 | 3.056 | 4.893 |
| 交互作用(A×B) | 0.193 | 8 | 0.024 | 1.095 | 2.641 | 4.005 |
| 誤差 | 0.330 | 15 | 0.022 | | | |
| 計 | 7.560 | 29 | | | | |

表10 電流と突出し長さの溶込み(P)におよぼす分散分析表

| 要因 | 偏差平方和(S) | 自由度(ϕ) | 不偏分散(S/ ϕ) | 分散比(F_0) | F(0.05) | F(0.01) |
|-----------|----------|---------------|------------------|-----------------------|---------|---------|
| 電流(A) | 26.558 | 2 | 13.279 | 1532.2 ^{***} | 3.682 | 6.359 |
| 突出し長さ(B) | 0.1147 | 4 | 0.0287 | 3.31 [*] | 3.056 | 4.893 |
| 交互作用(A×B) | 0.065 | 8 | 0.008 | 0.93 | 2.641 | 4.005 |
| 誤差 | 0.13 | 15 | 0.0086 | | | |
| 計 | 26.868 | 29 | | | | |

表11 電流と突出し長さのビード幅(W)におよぼす分散分析表

| 要因 | 偏差平方和(S) | 自由度(ϕ) | 不偏分散(S/ ϕ) | 分散比(F_0) | F(0.05) | F(0.01) |
|-----------|----------|---------------|------------------|-----------------------|---------|---------|
| 電流(A) | 421.15 | 2 | 210.575 | 2924.7 ^{***} | 3.682 | 6.359 |
| 突出し長さ(B) | 1.49 | 4 | 0.372 | 5.166 ^{***} | 3.056 | 4.893 |
| 交互作用(A×B) | 1.31 | 8 | 0.163 | 2.263 | 2.641 | 4.005 |
| 誤差 | 1.08 | 15 | 0.072 | | | |
| 計 | 425.03 | 29 | | | | |

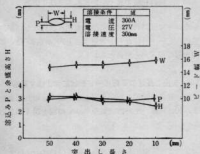


図4 突出し長さのビード形状におよぼす影響

突出し長さは余盛り高さ、ビード巾に極めて大きな影響を与える。すなわち突出し長さが大きければ余盛り高さは大きく、ビード巾は小さくなる。

また分散分析の結果、突出し長さの溶込み深さへの影響も認められたが数値的にはさほど顕著な傾向はない。しかし突出し長さのビード形状におよぼす影響も認められるが、それ以上に考慮しなければならないことは、突出し長さのプロホールにおよぼす影響である。

前報⁷⁾でも報告したように突出し長さが30mm以下になると急激にプロホールの発生が多くなる。この点をあ

わせて考えると突出し長さは40mmから50mmの範囲としてビード形状におよぼす影響はあまり考えない方がよい。

3.5 溶接速度の平板ビード形状におよぼす影響

溶接速度の影響を溶接電流 250A の場合を例にとって求めた結果を表12, 13, 14および図5に示す。

表12 溶接速度の余盛り高さ(H)におよぼす

| 分散分析表 (電流 250A) | | | | | | |
|-----------------|----------|---------------|------------------|----------------------|---------|---------|
| 要因 | 偏差平方和(S) | 自由度(ϕ) | 不偏分散(S/ ϕ) | 分散比(F_0) | F(0.05) | F(0.01) |
| 溶接速度 | 1.094 | 4 | 0.2735 | 18.23 ^{***} | 5.192 | 11.39 |
| 誤差 | 0.075 | 5 | 0.015 | | | |
| 計 | 1.169 | 9 | | | | |

表13 溶接速度の溶込み(P)におよぼす分散分析表

| 分散分析表 (電流 250A) | | | | | | |
|-----------------|----------|---------------|------------------|-------------------|---------|---------|
| 要因 | 偏差平方和(S) | 自由度(ϕ) | 不偏分散(S/ ϕ) | 分散比(F_0) | F(0.05) | F(0.01) |
| 溶接速度 | 0.24 | 4 | 0.06 | 6.67 [*] | 5.192 | 11.39 |
| 誤差 | 0.045 | 5 | 0.009 | | | |
| 計 | 0.285 | 9 | | | | |

表14 溶接速度のビード幅(W)におよぼす

| 分散分析表 (電流 250A) | | | | | | |
|-----------------|----------|---------------|------------------|-----------------------|---------|---------|
| 要因 | 偏差平方和(S) | 自由度(ϕ) | 不偏分散(S/ ϕ) | 分散比(F_0) | F(0.05) | F(0.01) |
| 溶接速度 | 38.884 | 4 | 9.721 | 96.248 ^{***} | 5.192 | 11.39 |
| 誤差 | 0.505 | 5 | 0.101 | | | |
| 計 | 39.389 | 9 | | | | |

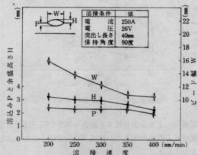


図5 溶接速度のビード形状におよぼす影響

この結果から見ると溶接速度の影響は非常に大きく、溶接速度を早くすれば溶込み深さ、余盛り高さとも減少し、ビード巾はほぼ放物線状に減少する。

また溶接速度を早くすればビード外観も悪くなるので、極端にはやくするのはよくない。

溶接速度の溶込み深さにおよぼす影響は数値的にはあまり顕著ではなく、溶接電流 250A の例を見ても溶接速度 200 mm/min から 350 mm/min までの差は約 0.1mm である。

したがって溶接速度を変化させることによって溶込み深さをコントロールすることは非常に難しく、その必要がある場合は溶接電流を変化させるべきである。

4. 結 言

ノーガスアーク溶接による平板ビード溶接におよぼす溶接条件の影響を調べるため、溶接電流、溶接電圧、トーチの保持角度、突出し長さ、溶接速度を変えて実験を行なった結果得られた結論は次のとおりである。

(1) 溶接電圧のビード幅に与える影響は顕著であり、溶接電圧をあげるとビード幅は大きくなる。また溶接電圧の余盛り高さ、溶込みにあたる影響はさほど認められない。

(2) 溶接電流の影響は著しく、溶接電流を高くすると余盛り高さ、溶込み深さ、ビード幅とも増加し、余盛り高さ

と溶込み深さの関係は、低電流域では余盛り高さの方が大であるが、溶接電流を高くするにしたがい、その差は小さくなり、300A位ではほぼ両者が同じになる。

(3) 保持角度の平板ビード形状におよぼす影響は認められない。したがって作業性、ビード外観等を考慮すると70度から80度位が適当と思われる。

(4) 突出し長さを大きくすれば、余盛り高さは多少大きく、ビード幅は多少小さくなる。

一方突出し長さを小さくすると、ブローホール等の欠陥が発生しやすくなることを考えると、実作業にあたっては突出し長さのビード形状への影響はあまり考慮するべきでなく、40~50mm位に保つべきである。

(5) 溶接速度を速くすれば、余盛り高さ、溶込み深さ、ビード幅とも減少する。しかし溶接速度を変えることにより溶込み深さをコントロールすることは非常にむずかしい。

文 献

- 1) 片山他：本報告 14 (1971) 1
- 2) 例 鈴木：炭酸ガスおよびノーガスアーク溶接，産報 (1970) 447
八幡溶接機研：全姿勢ノーガスアーク半自動溶接マニュアル，研A277 (1969)，4

鋼溶接部欠陥のX線検査,超音波探傷試験と強度について

芳野 光利, 蒲田 政信
野地 英治, 片山 義孝

1. 緒 言

アーク溶接により発生した鋼溶接部欠陥の非破壊検査については、以前からX線検査が行なわれJISにもZ3104(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)が制定され、造船、鉄骨、橋梁など多くの分野で採用されている。

最近超音波探傷の技術も向上したため、各種機関、ユーザー等は独自の検査基準を、日本非破壊検査協会ではNDIS 2404-70(鋼溶接部の超音波探傷試験方法および等級分類)として規格化し今後ますますこの検査業務は発展していくものと思われる。

以上のことからわれわれは鋼溶接部の欠陥を両者により検出し、その対応性を求めるため、溶接部に溶込み不足に相当する欠陥を作製して探究するとともにその欠陥が引張強度におよぼす影響を検討し、その資料にもとずき中小企業に対し、溶接部の適正な検査法を指導するため本実験を行なうことにした。

2. 試料および実験方法

2.1 試 料

試料は板厚25mmのSS41材で2種類の材料を使用し、Aの試料は中央部に部分欠陥を、Bの試料は貫通した欠陥の作製に使用した。機械的性質は表1のとおりである

表1 機械的性質

| 種 類 | 降伏点 kg/mm ² | 引張強さ kg/mm ² | 伸 び % |
|-----|---------------------------|----------------------------|----------|
| A | 24 | 41 | 28 |
| B | 31 | 48 | 21 |

2.2 溶接試験片

試料を250×100mmの寸法に切断し表2の条件で溶接した。ルート面は4, 6, 8mmに機械加工し、はじめ両面の第1層は3.2mmφの溶接棒で溶接した後、片面のみをガウジングではつり試験片Aについては中央部に4~12

mm, 試験片Bについては貫通する溶込み不足を作製した。

表2 溶接条件と開先条件

| | |
|-----------|----------------------|
| 溶 接 棒 | D4301 |
| 電 流 | 120A(3.2φ), 180A(4φ) |
| 開 先 | 突合せ×開先 |
| ル ー ト 間 隙 | 2mm |
| ル ー ト 面 | 4, 6, 8mm |

2.2 X線検査

溶接試験片の余盛を取り去った後その表面をベルトサンダーで仕上げて表3の条件でX線撮影し、適切な欠陥がある試験片だけを選びJISによる判定ならびに欠陥長さを測定した。

表3 X線検査の条件

| | |
|---------|-------------|
| 管 電 圧 | 215KV P |
| 管 電 流 | 5mA |
| 露 出 時 間 | 1min |
| X線フィルム | Fuji 100# |
| 増 感 紙 | 鉛箔増感紙0.03mm |
| 現 像 液 | フジレンドール |
| 現 像 温 度 | 20°C |
| 現 像 時 間 | 5min |

2.4 超音波探傷試験

X線検査の後溶接試験片をNDIS 2404-70に準じて探傷を行なった。主な探傷条件を表4に示す。

表4 超音波探傷試験の条件

| | |
|---------|--------------------|
| 探 傷 器 | 三菱超音波探傷器FD-180形 |
| 探 触 子 | 5MHz 70° 20×20ジルナマ |
| 探 傷 基 準 | STB A 2 4φ×4, 2φ×2 |
| 接 触 媒 質 | グリセリン |

探触子は加田による測定ミラを防止するために約0.85kgのおもりをのせた。探傷は溶接線の両側から行ない、最

大エコー高さに差を生じた場合大きい方の測定値を採用した。

2.5 機械試験

X線検査、超音波探傷試験を行なった試験片を600°C 1時間で応力除去焼鈍を行なった後機械加工により図1のような引張試験片を作製して機械試験を行なった。

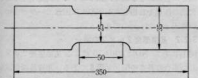


図1 引張試験片の形状

3. 実験結果と考察

3.1 X線検査と超音波探傷試験の等級対応について

3.1.1 基準感度4φ×4の場合

X線検査と超音波探傷試験の等級分類は表5のとおりである。試験片の欠陥が予定よりも大きくてX線検査では4級ばかりであるが超音波探傷試験では1級が大平を占め対応性は全て認められない。

表5 X線検査と超音波探傷試験の等級分類 (4φ×4)

| 等級 | 1 | 2 | 3 | 4 |
|---------|----|----|----|-----|
| X線検査 | 0 | 0 | 0 | 14枚 |
| 超音波探傷試験 | 7枚 | 3枚 | 4枚 | 0 |

3.1.2 基準感度を2φ×2とした場合

2φ×2とした場合の分類は表6のとおりである。この表から見ると4級を比較すればX線検査に対して超音波探傷試験は約45%であるが3級を含めると約90%をしめ、かなりX線検査の等級に近づいたけれども尚若干の感度を上げる必要がある。

表6 X線検査と超音波探傷試験の等級分類 (2φ×2)

| 等級 | 1 | 2 | 3 | 4 |
|---------|---|----|----|-----|
| X線検査 | 0 | 0 | 0 | 14枚 |
| 超音波探傷試験 | 0 | 2枚 | 6枚 | 6枚 |

3.2 X線検査と超音波探傷試験の欠陥長さの対応について

3.2.1 基準感度4φ×4の場合

X線検査による欠陥の長手方向の実測値とNDIS 2404

-70によって最大エコー高さの包絡線より求めた欠陥指示長さの関係を図2に示す。図2よりあきらかかなうにかなり大ききなばらつきがある。

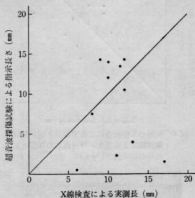


図2 欠陥のX線検査による実測長と超音波探傷試験による指示長さ (4φ×4)

石井ら¹⁾は最大エコー高さの半値巾を欠陥指示長さとするればかなりの対応性があることを報告している。X線検査により欠陥長さとして超音波探傷試験によるエコー高さ包絡線の半値巾の関係を図3である。図では超音波探傷試験による長さがオーバーぎみであるがこれは探傷技術、基準感度のとり方などの違いであろう。

X線検査による欠陥長さの実測値と超音波探傷試験の

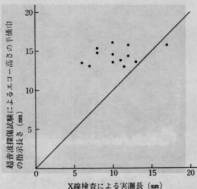


図3 欠陥のX線検査による実測長と超音波探傷試験による最大エコー高さの半値巾の指示長さ (4φ×4)

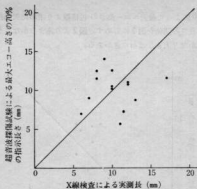


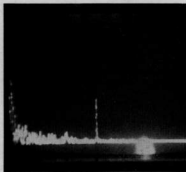
図4 欠陥のX線検査による実測長と超音波探傷試験による最大エコー高さの70%とした時の指示長さ(4φ×4)



マクロ断面 (X2-5)



X線写真



探傷波形

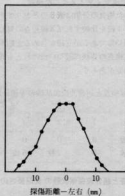


図5 エコー高さの包絡線

写真1 溶け込み不足の欠陥の1例(欠陥長さ9mm)

最大エコー高さの70%における包絡線の巾の関係を図4にしめす。

部波ら²⁾によれば4~16mmの溶込み不足に対してよく一致すると報告されているが、図2、図3にくらべてかなり近づいている。溶込み不足の欠陥の1例についてマクロ断面、X線検査、超音波探傷試験による波形、エコー高さの包絡線を写真1、図5にしめす。完全な矩形状の欠陥の作製を目指したが実際には困難でバラツキの大きい原因ともなったのであろう。

3.2.2 基準感度2φ×2の場合

同様にして NDIS 2404-70による基準感度2φ×2とした場合の長さの関係が図6である。超音波探傷試験による指示長さがオーバーぎみであり前節の半値巾とした場合とよく似ているがこれは感度があがったためと思われる。超音波探傷試験による最大エコー高さの70%に

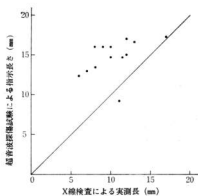


図6 欠陥のX線検査による実測長と超音波探傷試験による指示長さ(2φ×2)

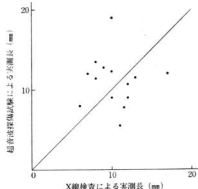


図7 欠陥のX線検査による実測長と超音波探傷試験による最大エコー高さの70%とした時の指示長さ(2φ×2)

における包絡線の巾と欠陥長との関係が図7である。

図4とよく似ておりバラツキはあるが図6よりは実測値に近い。

3.3 超音波探傷試験による欠陥奥行の推定について

3.3.1 欠陥が中央にある場合

欠陥深さの実測値と超音波探傷試験による探傷基準 $4\phi \times 4$ 、 $2\phi \times 2$ の欠陥指示長さの関係を図8、図9に示す。この場合の実測値は引張試験で破断した後測定した。

超音波探傷試験による場合は石井らが実験を行なった最大エコー高さから2dB 少なくする方法によったものである。図中I、II、IIIはルート面がそれぞれ4、6、8mmである。4mmではオーバーギムであり、8mmでは小

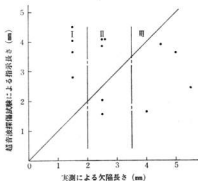


図8 欠陥奥行の実測長と超音波探傷試験による指示長さ(4φ×4)

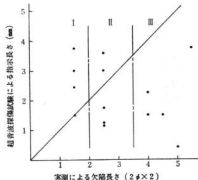


図9 欠陥奥行の実測長と超音波探傷試験による指示長さ(2φ×2)

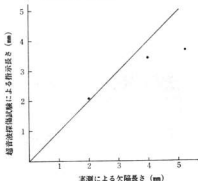


図10 欠陥奥行の実測長と超音波探傷試験による指示長さ(貫通)

さく両者はかなりばらついている。これは欠陥の作製方法、基準感度、超音波探傷の技術などにも問題はあられるが探触子に 5 MHz を使用したためビーム指向

性がすどく、わずかのずれが大きく影響するためであらう。

一般にいわれているように奥行の推定のむつかしさを

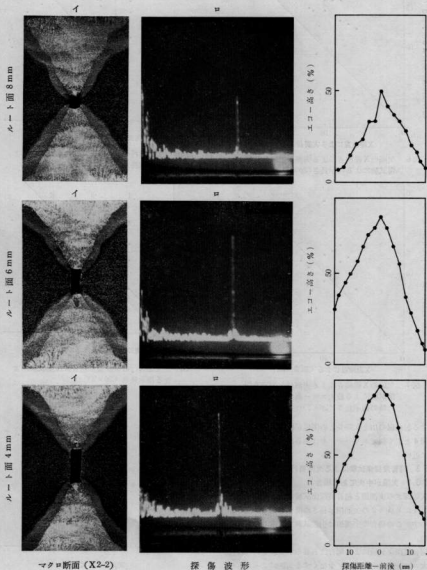


図11 エコー高さの包絡線

写真2 溶け込み不足の欠陥の1例(貫通)

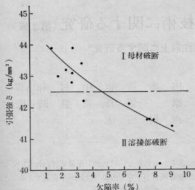


図12 欠陥率と引張強さ

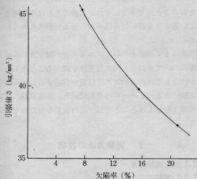


図13 欠陥率と引張強さ (試験片B)

痛感した。

3.3.2 欠陥が貫通した場合 (4φ×4のみ)

欠陥深さの実測値と超音波探傷試験による場合の推定長さを図10に示す。欠陥奥行が小さいとよく一致している。これは欠陥作製が部分欠陥作製よりも容易であり、且つ、探触子のビームの指向性の影響が少ないからであろう。貫通欠陥の超音波探傷波形、マクロ写真および

びネコの包絡線を写真2、図11に示す。

3.4 機械試験

欠陥率と引張強さの関係を図12に示す。欠陥率は溶接部の全面積に対する欠陥面積の割合で、寸法は破断後測定した。欠陥率3%以下の場合には母材で破断し、6%以上になると溶接部で破断している。3~6%の間は適当な欠陥がないので不明であるが3%以下は静的な強度上差つかえないと思われる。貫通した欠陥部分の引張強さの状況を図13に示す。

欠陥率の増加による引張強さの低下をよくあらわしている。

4. 結 言

1. JISZ 3104 と NDIS 2404-70 (4φ×4) による等級の関係については本実験で見ると対応はみられない。基準感度を2φ×2とした場合でもかなり近づいているが対応があるとはいえない。そのためにはさらに若干感度をあげる必要があろう。
 2. X線検査の欠陥の実測長と超音波探傷試験の欠陥指示長さについてはそのままでは対応せず基準感度2φ×2、4φ×4とも最大ビネコ高さの70%が本実験ではよい結果をしめたがよく対応しているとはいえないようである。
 3. 超音波探傷試験による欠陥の奥行の推定についてはかなりのバラツキをしめた。
 4. 本実験の場合溶接部の欠陥が3%以下の場合には静的強度上差つかえないと思われる。
- 以上が総合的な結論であるがこの研究を通じて考えられることは欠陥作製の困難性すなわち当初立案した欠陥作製ができなかったこと、欠陥探傷のむつかしさなど痛感した。また欠陥奥行推定については不本意な結果となったが、これらの結果を更に検討するために一層の技術向上に努力すると同時にさらに充実した研究を続行するつもりである。

文 献

- 1) 石井外: 非破壊検査, 20(1971), 67
- 2) 住友外: 非破壊検査, 21(1972), 532

アルミニウム合金鋳物の溶解技術に関する研究(第2報)

アルミニウム合金鋳物の気密性向上に関する研究*

内藤 達也, 中村 和清
原 信彦, 世良 時夫
西川 浩成

1. 緒 言

金属製品および機械器具部品へのアルミニウムの使用は年々増大しており、アルミニウム合金鋳物についてもその生産の伸びは鉄や鋼合金に比べて著しく高い。

量的な伸張とともに用途も拡大されて、従来は外觀が重視されることが多かったのに対し、しだいに機械的性質、気密性、耐食性、耐熱性などのすぐれた鋳物が要求されることが多くなってきた。

このような要求を満足させる品質を確保するには、とくに材質および健全性の向上、安定化が必要で、そのためにはまず基本となる溶解に高度な技術を適用する必要がある。

本県においてはアルミニウム合金鋳物の自動車、鉄道車輛、船舶等への需要が増加するにつれて気密性の向上を要求される事例が多いので、気密性の向上について研究することとした。

使用した地金は JIS AC2A すなわちラウタルの名で広く知られているものである。とくに気密性に富む材質ではないが、鋳造性が良く強度もあるので用途が広く、気密部品にも使われているのでこの研究で取上げることとした。

元来鋳物の気密性は溶解あるいは材質以外に鋳型や鋳込方法によっても大きく左右されるものである。

現場においてはむしろ後者のほうが大きな因子と考えられることが多いようである。それを示す例として、鋳物としては好ましくないはずのピンホールを生じているくらいのものがかえって気密性には好結果を得るとか、ピンホールは気密性には無関係であるとか言われることがある。ピンホールがあってもそれが独立したものであれば気密性には無関係なことは理解できる。むしろシュリンケージのほうが悪影響を及ぼすであろう。ピンホールが発生すると、それによる膨張が、シュリンケージがロシタイを埋めて気密性を向上するという見方もある。

ともかく気密性を溶解面からのみ検討することには無

理があるかもしれない。しかし現場で言われていることは溶解管理が不十分で溶湯の性状が不安定であることから生じている可能性もある。

基本的に溶湯にガスや介在物が少ないほうが望ましいのであり、それで気密性の良いのがほんとうに良い鋳物と言うことができる。それが可能であれば現在考えられているよりも高い気密性が得られる可能性もあるわけである。

実験はまず溶解条件および溶湯処理が健全性に及ぼす影響について検討し、次に気密性を調べることにした。健全性としては溶湯のガス吸収量を判定するため減圧凝固試験によるピンホールの発生状況と、密度試験による密度とを取上げることとし一応の成果を得たので報告する。

2. 実験方法の説明

2.1 主な実験装置

2.1.1 溶解炉

プロパンを燃料とするつば炉で、炉内寸法は径約400mm深さ500mmである。

2.1.2 減圧脱ガス装置

炉内寸法400mm、深さ500mm、15KW、最高温度800°Cの縦型電気炉と1.5KWの油回転真空ポンプとで構成されたものである。溶解炉で溶解した溶湯と同一温度にあらかじめ昇温しておき、溶湯10kgを装入して排気した場合約45秒で0.1mmHgに減圧できる。

2.1.3 ガス吹込装置

窒素(N₂)および塩素(Cl₂)ガスを溶湯に吹込んで脱ガスを行なうためのもので、減圧調整装置、ガス流量計および先端に多孔質黒鉛プラグを装着した黒鉛製のパイプから成る。

2.1.4 減圧凝固試験装置

ポロテックと称するもので、溶湯をステンレス製の

* 昭和46年度技術開発研究費補助事業によるものである。

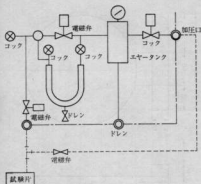


図1 気密試験装置配管系統図

つばに約125g採りガラス製ペルをかぶせ、ペル内を真空ポンプで減圧し、凝固の進行と減圧とのタイミングをとることによって溶湯表面のふくれやピンホールの発生を促進させてその状況により溶湯の含有ガス量を判定するものである。

2.1.5 気密試験装置

被試験物の内部に所定の空気圧を加えて空気もれがある場合もれによる圧力の低下を水柱高さの低下で検出し、もれの程度を数量的に測定するものである。その装置の概要を図1に示す。

2.2 実験方法

2.2.1 地金の溶解

溶解条件を一定にするためあらかじめのつばを700°Cに赤熱しておき、地金10gを装入溶解した。所定温度に達してから保持鎮静したのちそのまま或いは所定の処理をしたのち出湯した。るつばは30番の黒鉛るつばである。

2.2.2 溶湯処理

(1) 減圧脱ガス処理

アルミニウム合金は高温溶解したものはほとんど閉気ガスを吸収溶解しやすくなる。溶解したガスは凝固の際に気化し放出されるが、一部は鉤物に残留ガスホールを生ずる原因となる。

このガスホールの原因となるガスは、主として水素(H_2)であるが、減圧脱ガスはふん閉気を真空に近くすることによって溶湯中のガスを強制的に放出減少させ、これによって鉤物の凝固の際のガスホール生成を防止しようとするものである。

所定の溶解温度で溶解した溶湯をあらかじめ同一温度に保持した減圧装置の炉内で加熱しておいた20番るつばに移して装置を密閉し、ただちに減圧して所定圧力で所

定時間保持したのち鉤込んだ。

(2) 脱ガス処理

Al合金では溶湯に吸収されているガスはほとんど H_2 であり、ガスホール生成の原因となるのは、溶解時と凝固時のガス溶解度の差が大きいためである。従って H_2 を他のガスと入替えることもガスホール防止法として有効なものである。

この実験では入替えるガスとして N_2 と Cl_2 を選んだ。 N_2 は不活性ガスであって、溶湯中に導入されても溶湯や吸収ガスと反応することはほとんどない。従って吹込まれた N_2 の気泡が溶湯中を浮上する際 H_2 が N_2 に拡散し混合ガスとなって溶湯表面から逸出するのである。これに対し Cl_2 は反応によって $AlCl_3$ あるいは HCl を生じる。従って Cl_2 は N_2 に比べ脱ガス効果が大きい。

しかし Cl_2 は周知のように人体に悪影響があるのでその使用は好ましくない。使用する場合はその無害化対策を講じねばならない。

この研究では対策装置がないので N_2 を主として使い Cl_2 は N_2 と比較的低率で混合して使用することとした。なお吹込まれたガスの気泡は溶湯中に浮遊している酸化物の微粒も伴って浮上するので、酸化物の除去にも有効である。

N_2 の吸込みは720°Cの溶湯に N_2 を所定流量で所定時間吹込み、15分間鎮静したのち出湯した。

Cl_2 を混合する場合は所定の混合率で N_2+Cl_2 を毎分2000ccで5分間吹込み15分間鎮静後出湯した。

(3) 微細化処理および改良処理これらの処理はもともと機械的性質の改善を目的とするものであるが合わせて気密性の改善効果もあることが期待されるので取捨することとした。

微細化処理は粒子を微細化することももちろんであるが同時に結晶の部分的な相異や方向性をなくして均一にする。また収縮果を細かく分散させ、果が結晶粒に沿って長く伸びるのをおさえるので気密性の向上にも効果がある。もっとも粒状品の生成をおさえるので収縮果を広く分布させ逆に気密性を低下させるおそれもある。

この実験に用いたデグッサ190は微細化のほか脱ガス作用も備えている。

改良処理は一種の微細化処理であるがこれらは共晶Siの微細化を目的とするもので、シルミンのような高Si合金に適用されるものであるがこのAC2A合金の実験にも取上げてみた。使用した処理剤はカバウル36Aである。

両処理とも溶湯を720°Cで処理してから15分鎮静して鉤込んだ。

2.2.3 熱処理

熱処理は気密性と直接の関係はないがAC2Aは通常熱処理して使用するものであること、熱処理が気密性に与える可能性も或る程度考えられるので実施することとした。

気密試験に用いた試験片の一部を用いて、510°Cで8時間保持後水冷して溶体化したのち160°Cで10時間保持空冷して焼戻しするT₆処理を行なった。

2.2.4 減圧凝固試験

この試験の目的は装置のところで述べたとおりである。

ポロテックを用いて160mmHgで凝固させた試験片について表面のふくれを観察し、また断面のガスホール発生状況を調べた。

2.2.5 密度試験

ガスホールや収縮果が存在すると当然単位体積当りの重量は小さくなる。従ってその値は健全性を判断する因子となる。真の意味での密度は金型のような冷却速度のはやい鋳型に鋳造することによりガスホールや収縮果を発生させないようにしたもので測定すべきであるが、この実験では溶解条件や溶湯処理条件の相違による比較が主目的であるので、一定条件で鋳造したもので単位体積当りの重量（ここでは密度と称する）を比較すればよいという考えのもとに次のような方法で実施した。

すなわち40φ×100mmの丸棒をガス型に縦に鋳込み下端より10mmを取除き40mmの長さのものを採取し試験片とした。

密度は最初に試験片の重量を空气中で測定しWとする。次に試験片を釣糸でつるして水での重量を測定しGとし次の式によって求めた。

$$\text{密度} = W / (W - G) \text{ g/cm}^3$$

2.2.6 気密試験

気密性の試験は通常試験すべき容器を水中に沈めたり、表面に石けん液を塗布したりして、容器の内部に圧力を掛けて泡の出ぐわいによって、もれを検知する方法がとられている。

この方法はめんどうでもあり、検知精度に不安がある。筆者らはこれを改善し、そのうえ気密性を数量的に示すことを目的として2.1.5で述べた装置を用いることとした。その気密試験片の鋳造方を図2に示す。

気密試験片は図2の鋳造品を両面2.5mmずつ切削して10mm厚に仕上げた試験片とし、気密試験装置を用いて治具と試験片により構成したチャンバにエアコンプレッサーで5kg/cm²の圧力を加え、5秒間の気密もれを水柱高さの変化で測定した。

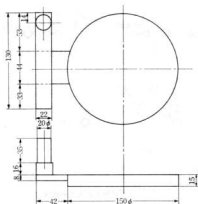


図2 気密試験片鋳造方案

2.2.7 地金

地金はJIS AC2A合金を使用した。その化学成分を表1に示す。

表1 地金の化学成分(%)

| 種別 | Si | Cu | Fe | Mg | Zn | Mn | Ti |
|------|------|------|------|------|------|----|----|
| AC2A | 4.19 | 4.01 | 0.07 | 0.04 | 0.03 | 0 | 0 |

3. 実験結果および考察

3.1 減圧凝固試験について

3.1.1 溶解条件の影響

(1) 溶解温度の影響

地金を660, 690, 720, 750, 780°Cの各温度で溶解し15分鎮静したのち出湯した。

溶解温度がポロテックによる減圧凝固によって得た試験片のピンホール発生状況に及ぼす影響は写真1に示すとおりである。写真1からわかるようにピンホール発生量は高温になるほど著しく減っていく。アルミニウム合金のガス吸収量は高温になるほど増すことはよく知られ

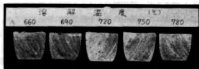


写真1 溶解温度が減圧凝固試験片のピンホール発生に及ぼす影響

ているが、この実験でもその例にもれない。

AC2Aの溶解温度は700~750°Cが適正とされているのとよく一致している。

(2) 鎮静時間の影響

660, 720, 780°Cの各溶解温度で鎮静時間を5, 15, 25, 35分と変えて鎮静時間の影響を調べた。その結果は写真2に示すとおりである。ピンホールの発生は鎮静時間の影響よりも温度の影響のほうが大きく、鎮静時間の影響は明らかでなかった。

3.1.2 溶湯処理の影響

(1) 減圧処理の影響

溶解温度の影響を調べる試料を採取したのち、残液を減圧脱ガス装置の炉に移し、炉内を減圧して0.1 mmHgとし10分間保持した場合の減圧凝固試験片の断面は写真3に示すとおりである。

写真でわかるように、減圧処理した場合は肉眼で見えるかぎり高温でもピンホールの発生は見られない。しかしカラーチェックすると小さいピンホールの存在が認められる。

一般に減圧した場合アルミニウム合金溶湯は比重が小さいため吸収ガス、とくに酸化物が浮上しにくいのであるが、この実験の場合も微粒の酸化物が浮上しきずに残留したと思われる。カラーチェックによるピンホールはむしろ低温の溶湯に多く見られたのは低温では溶湯の粘性が大きいため酸化物が一層浮上しにくかったものであろう。

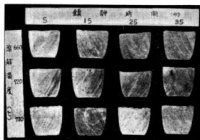


写真2 鎮静時間が減圧凝固試験片のピンホール発生に及ぼす影響

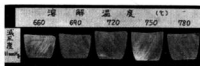


写真3 減圧処理した場合の溶解温度が減圧凝固試験片のピンホール発生に及ぼす影響

減圧により溶湯を十分に清浄するためには、溶湯を静置したままでなく、攪拌するか溶湯をシャワーにするか、あるいは引過と併用するかなどする必要はある。

減圧処理については、なお720°C、0.1 mmHgで5, 10, 15分と時間を変え、また減圧時間は10分で一定とし、減圧度を20, 5, 0.1 mmHgと変えて試験したが、前記と同様の結果が得られた。ただし減圧度が20 mmHgのものは肉眼でもピンホールが認められた。

(2) 脱ガスの影響

温度720°Cで窒素ガスを毎分1000および2000ccで5, 10, 20分間溶湯に吹込んだものの結果を写真4に示す。流量毎分1000ccで吹込み時間5分ではピンホールが多く発生しているが、10分では約半分位に減少し、20分では肉眼では全く認められない。

流量を毎分2000ccに増加すると吹込み時間5, 10, 20分とも肉眼ではピンホール発生は認められなかった。

窒素と塩素の比を90:10および80:20として、毎分2000ccで5分間吹込んだ場合の結果は写真5に示すとおりである。

写真でわかるように、ピンホールは肉眼では認められない。このように窒素などのガスを吹込むことにより脱ガス効果が認められた。

人体への影響を考慮してCl₂の混合率は低くとどめたが、この範囲では窒素のみと明らかな差は認められなかった。

(3) 微細化処理の影響

微細化処理剤を0.1, 0.2, 0.4%添加した場合の結果

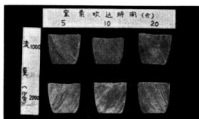


写真4 窒素吹込が減圧凝固試験片のピンホール発生に及ぼす影響

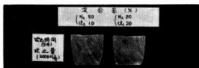


写真5 塩素混合率が減圧凝固試験片のピンホール発生に及ぼす影響



写真6 微細化処理剤添加量が減圧凝固試験片のピンホール発生に及ぼす影響



写真7 改良処理剤添加量が減圧凝固試験片のピンホール発生に及ぼす影響

は写真6に示すとおりである。

0.1%添加では、無処理のものと同程度のピンホールが発生しているが、0.2%になると約以下に減少している。0.4%になると肉眼では全く認められなかった。

(4) 改良処理の影響

改良処理剤を1, 2, 4%添加した場合の結果は写真7に示すとおりである。

改良処理したものはいずれも肉眼ではピンホール発生が認められなかった。

3.2 密度試験について

3.2.1 溶解条件の影響

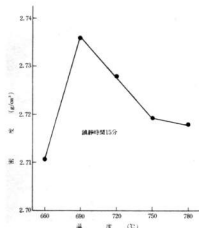


図3 溶解温度が密度に及ぼす影響

(1) 溶解温度の影響

溶解温度が密度に及ぼす影響は図3に示すとおりである。密度は690°Cで最も高く、温度がそれより高くても低くても低下する傾向があった。

(2) 鎮静時間の影響

鎮静時間が密度に及ぼす影響は減圧凝固試験の場合と同様明瞭ではなかった。

3.2.2 溶解処理の影響

(1) 減圧処理の影響

660~780°Cにおいて0.1mmHgで、10分間減圧脱ガスしたものの密度は図4に示すとおりである。減圧処理により全般に密度は高くなった。これは健全性が増したことを意味すると考える。

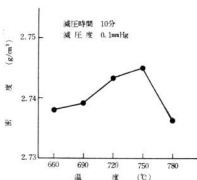


図4 減圧処理した場合の溶解温度が密度に及ぼす影響

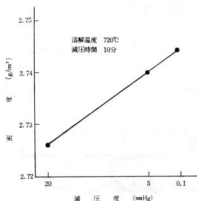


図5 減圧度が密度に及ぼす影響

720°Cで減圧度を20, 5, 0.1 mmHgと変えて密度を調べた結果は図5に示すとおりである。減圧凝固試験においても20 mmHgではピンホールが認められ、密度も処理しないものと同程度で、20 mmHg程度では減圧効果が不十分であることがわかった。5 mmHg程度なら一定効果が認められるので0.1 mmHgにまで減圧する必要はないと思えるが、この装置では減圧度の細かい調整が困難なので、詳細な検討はできなかった。

(2) 脱ガスの影響

窒素吹込み時間が密度に及ぼす影響は図6に、塩素混合率が密度に及ぼす影響は図7に示すとおりである。図6の流量毎分1000ccでは吹込み時間の影響は明瞭でないが、毎分2000ccでは吹込み時間が長い程密度は高くなっている。1000ccと2000ccでは2000ccの方が高い値を示している。

図7では塩素混合率10%より20%の方が幾分低い密度を示しているがその差はわずかである。

以上の結果を減圧凝固試験の結果とあわせて考えるとこの実験の場合流量は毎分2000cc程度が適当と考えられる。

塩素混合については、溶解炉がガス炉で、地金も新地金である関係で溶湯の汚染がもともとあまり大きくない

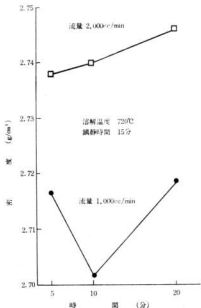


図6 窒素吸込時間が密度に及ぼす影響

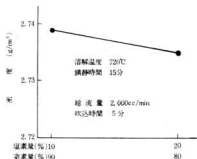


図7 塩素混合率が密度に及ぼす影響

と考えられると、塩素の混合率があまり高くないので明らかな影響が出にくかったのであろう。

(3) 微細化処理の影響

微細化処理が密度に及ぼす影響は図8に示すとおりである。微細化剤の添加量が0.1, 0.2, 0.4%と増加するに従って密度は高い値を示している。減圧凝固試験においても0.1%では効果が認められず、0.2%でも不十分であったことから見て、健全なものを得るには0.4%程度必要と考えられる。

(4) 改良処理の影響

改良処理が密度に及ぼす影響は図9に示すとおりであ

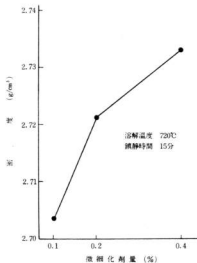


図8 微細化処理が密度に及ぼす影響

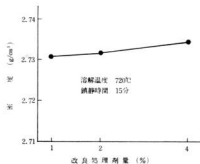


図9 改良処理が密度に及ぼす影響

る。この場合は全般に高い密度が得られた。減圧凝固試験の結果と比べても改良処理剤は1~2%で一応十分な効果があるようである。

3.3 気密試験について

3.3.1 溶解条件の影響

(1) 溶解温度の影響

溶解温度が気密もれに及ぼす影響は図10に示すとおりである。気密もれは温度の低い660°C、690°Cで大きく、720°C以上高温側では小さくなっている。

(2) 鎮静時間の影響

鎮静時間が気密もれに及ぼす影響は図11に示すとおり

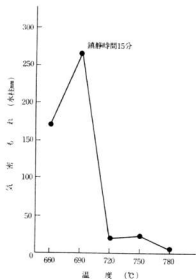


図10 溶解温度が気密もれに及ぼす影響

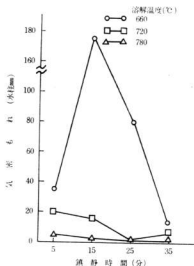


図11 鎮静時間が気密もれに及ぼす影響

である。

気密もれは各温度とも鎮静時間が長い方が小さくなる

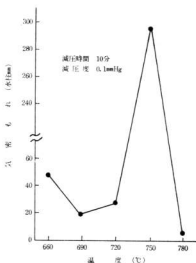


図12 減圧処理した場合の溶解温度が気密もれに及ぼす影響

傾向を示している。健全性に関しては鎮静時間の影響は明らかでなかったが、気密性には寄与しているようである。

3.3.2 溶解処理の影響

(1) 減圧処理の影響

660~780°Cで減圧処理した場合の溶解度が気密もれに及ぼす影響は図12に、減圧度が気密もれに及ぼす影響は図13に示すとおりである。図12については減圧による明らかな効果は認められずしかも不安定な結果を示している。また図13の減圧度 0.1 mmHg の場合は5及び20 mmHg の場合よりも圧力もれが大きかった。

減圧処理によっては気密性に明らかな効果は認められず、むしろ高度の減圧はマイナスにはたらくようである。これはガスホールの減少が収縮ポロシティの生成を

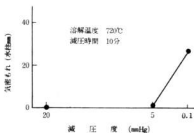


図13 減圧度が気密もれに及ぼす影響

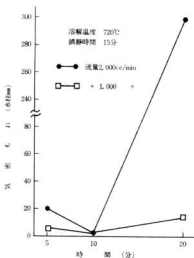


図14 窒素吹込時間が気密もれに及ぼす影響

促進した結果と考えられる。

(2) 脱ガスの影響

窒素吹込み時間が気密もれに及ぼす影響は図14に、塩素混合率が気密もれに及ぼす影響は図15に示すとおりである。図14で流量1000cc, 2000ccの両者とも吹込み時間10分のところで気密もれは小さい値を示している。

図15の塩素を混合したものは、塩素混合率10%より20%の方が気密もれは小さくなっている。ガス吹込みによる影響は減圧処理と同様明らかでない。

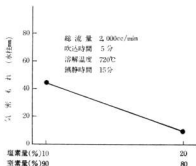


図15 塩素混合率が気密もれに及ぼす影響

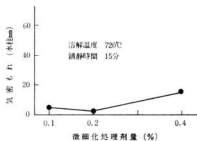


図16 微細化処理が気密もれに及ぼす影響

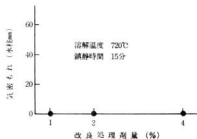


図17 改良処理が気密もれに及ぼす影響

(3) 微細化処理の影響

微細化処理が気密もれに及ぼす影響は図16に示すとおりである。微細化剤添加量0.2%では気密もれが全くなく0.1, 0.4%のところでもわずかのもれが見られた。

(4) 改良処理の影響

改良処理が気密もれに及ぼす影響は図17に示すとおりで、処理剤添加量1%, 2%, 4%といずれも気密もれはなかった。

微細化処理が気密性に効果があることは知られているが、改良処理については明らかでない。この実験では前者よりも改良処理のほうが気密性においてもまた健全性と総合して検討しても良い結果を示している。処理剤の量などについて検討する余地はあるが改良処理の効果は注目すべきである。

(5) 熱処理の影響

熱処理が気密もれに及ぼす影響は図18に示すとおりである。熱処理したものは、熱処理前の気密もれと比較すると、多少小さい値を示している。これは主として加熱の際の酸化によりポロシティが埋められたためと思われる。

3.4 顕微鏡組織及びX線検査について

密度試験片の一部について顕微鏡組織を調べたが、改良処理したもの以外では針状の共晶 Si が析出しているのに対し、改良処理すると微細な粒状の共晶 Si が析出していた。

一部の気密試験片について、X線撮影を行なったが気密もれのあるものでは、もれる部分（主として中心部）に円板の両面につながるポロシティが認められた。

3.5 健全性と気密性の関係について

この研究では健全性として減圧凝固試験におけるピン

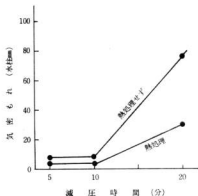


図18 熱処理が気密もれに及ぼす影響

ホルの発生状況と密度を取り上げたが、両者の間にはよい相関性が認められ、減圧凝固試験でピンホールが多い場合は密度試験片の密度は小さく、ピンホールが少ない場合は密度は大きかった。すなわち溶湯の脱ガスは材質の健全性を増すことを証明するわけである。

このことは密度試験片の顕微鏡試験において密度の大きいものではピンホールが少なく、密度の小さいものではピンホールが多かったことで裏付けられた。

密度試験片は丸棒のため鉤込みであるため溶湯の補給が容易で収縮ポロシティができにくい条件であったのでこのような結果が出たのである。

しかし気密試験においてはこの材質の健全性と気密性とが必ずしも結びつかなかった。すなわち減圧処理してピンホールの発生がなく、密度も高いものの、気密もれが改善されないばかりでなく、減圧度の高いものがかえって気密もれが大きかったことなどその例である。

ガス吹込み処理したものにおいてもおおよそ同様な結果であった。

この気密試験片は密度試験片と異なり溶湯補給がききにくい形体であったためと思われる。

気密もれはほとんど円板の中心部に生じていた。これは凝固が最もおこれる中心部に生ずる収縮ポロシティによることを物語るものであり、X線フィルムによっても確認された。

気密もれが収縮ポロシティによって生ずる場合は鋳造方案や鉤型（冷却条件）の影響を受けることは当然で、補言でも述べたように気密性を溶解面のみから検討することは適当でないことを認めおぼせなければならない。

しかし微細化処理や、とくに改良処理を行なったものでは気密もれが生じず、しかも他のものでは複数の試験片でかなりあったばらつきがなく、そのうえこれらは健全性も高かったことは注目すべきである。すなわち溶解（この実験では溶湯処理）が適当であれば収縮ポロシティの発生を抑制でき、鋳造方案や鉤型の設定が容易になることが示された。

微細化処理による気密性の向上は収縮ポロシティの微細化、分散化ということで理解できるが改良処理についてはいまところよく説明ができない。今後引続き検討する計画である。

4. 結 言

A C 2 A について溶解面から気密性の向上に関して研究した結果は次のとおりである。

- (1) 溶解温度が高くなるほどガス吸引量が増しピンホールを発生しやすくなる。
- (2) 溶湯に減圧処理、ガス吹込み処理、微細化処理、

改良処理を施すことによりピンホールの発生を少なくし、密度を高め健全性を向上できることが明らかになった。

(3) 減圧処理したものとガス吹込み処理したものは、健全性の向上に伴い収縮ポロシティを生じやすくなり、気密性が低下したが、改良処理したものは健全性、気密性ともに優秀であった。微細化処理したのもこれに次

いで良かった。

アルミニウム合金鋳物の気密性は収縮ポロシティの発生によって低下することが多く、鋳造方案によってその防止をはかることが多いが、溶湯処理によってポロシティの発生傾向を減少させることにより、方案の設定が容易になる。

自硬性鋳型に関する研究 (第7報)

有機自硬性鋳型の高温性質におよぼす砂の影響

原 信彦, 中村 和清
西川 浩成, 橋本 幸則

1. 緒 言

有機自硬性鋳型は、中大物の複雑な形状の中子の造型および鋳仕上げ作業などの効率化をはかるため、近年多くの工場で使用されるようになった。

このプロセスに使用される有機粘結剤としてはフェノール系、フラン系、アルキッド系などがあげられるが、いずれも無機粘結剤にくらべると高温強度が低く、大物中子に使用する場合にしばしば問題となることがある。

著者らは、前報¹⁾において、リノキア法が気温および砂の種類がちがいにどのような影響をうけるかについて検討した結果、砂については pH の高いオリビンサンドをのぞいてはいずれも強度が高く、気温が放置強度におよぼす影響の大きいことも知った。

本報においては、フラン系およびアルキッド系の有機粘結剤と砂の種類がちがいが高温性質にどのように影響するかについて、鋳込み実験を中心に検討をおこなったので報告する。

2. 試料と実験方法

2.1 試 料

供試砂として三栄銀砂6号、フラタリーサンド、クロマイトサンドおよびジルコンサンドの4種の砂を使用した。

粘結剤は、アルキッド系としてリノキアバインダー、フラン系としてXフランを使用した。

塗型材は市販のものをを用い溶剤にはイソブタノールを使用した。

2.2 実験方法

供試砂の混練および配合は次の方法でおこなった。

混練機は万能混合攪拌機を用い、リノキアの場合2分—1分で計3分、Xフランは30秒—1分で計1分40秒混練した。

粘結剤の配合は重量比でおこない、前報と同様各供試砂のカサ比重で調整した。

基本配合は、リノキアの場合三栄銀砂に対しパー

A液を2%とし、B液C液の添加量はA液に対しB液を5%、C液25%と一定にした。

Xフランの場合は三栄銀砂に対しXフランを3%とし、硬化触媒はXフランに対し30%に一定とした。

急熱熱量の測定は28φ×50mmの試験片を用い1,100°Cで測定した。

ガス発生量の測定は次の方法でおこなった。

前記の方法で調整した各試料砂のうち熱伝導の大きいジルコンサンドを微細管内に5g入れ図1に示す方法で700°Cまで昇温し、ガスの発生が止まるまで保持した。

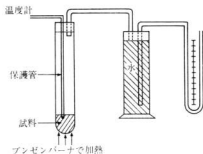


図1 ガス発生量測定装置

砂の種類および粘結剤がちがいがベーニングの発生および浴湯の浸透性(メザン)におよぼす影響についての実験は次の方法でおこなった。

鋳込み試験は外型と中子の2種類についておこない、外型はA.F.S.8-J型試験片を使用して熱影響の大きいコーナ部分のベーニングおよびメザンについて調べた。

中子については、図2に研すような鋳込重量15kgの試験鋳型をつくり、そのなかに中子試験片6本をおさめた。中子試験片は28φ×60mm(10mmは巾木)になるようサンドランマーでつき固め、つき固め回数を1, 2, 3回とそれぞれ変化させた3試料を1組として、砂の種類異なる2組、計6本とした。

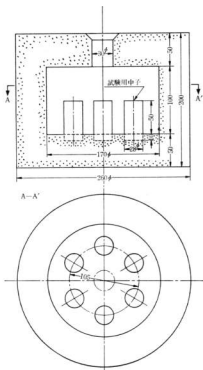


図2 中子試験筒型の鋳造方案

造型は A.F.S. 8-J 型試験片は、はけぬりとし、中子試験片についてはドブ漬けとした。鋳込みは両者とも鉤鉄溶湯を $1,380^{\circ}\text{C}$ で鋳込んだ。

3. 実験結果と考察

3.1 急熱膨張

粘結剤および砂の種類の違いが急熱膨張におよぼす影響は表1に示すように、粘結剤ではリノキユアよりもXフランの方が同一砂ではすべてが大きい値を示し、三栄銀砂、フラタリーサンドはその差が大きい。

砂についてはリノキユア、Xフランともフラタリーサンド、三栄銀砂、クロマイトサンド、ジルコンサンドの順に急熱膨張量は大きかった。

なお膨張量測定後の試験片を観察した結果、リノキユアを粘結材とした三栄銀砂およびフラタリーサンドの試験片は縦方向に大きな亀裂が発生し、Xフランを粘結剤としたフラタリーサンドには小さな亀裂のみみられた。そ

表1 急熱膨張量 (%)

| 砂名 | 粘結剤 | |
|-------|-------|------|
| | リノキユア | Xフラン |
| 三栄 | 0.94 | 1.85 |
| フラタリー | 1.24 | 2.05 |
| クロマイト | 0.63 | 0.65 |
| ジルコン | 0.29 | 0.33 |

の値のものについては亀裂の発生はみられなかった。

3.2 ガス発生量

リノキユアとXフランを粘結材とした各試料を 700°C に加熱し、ガス発生量を測定した結果リノキユア 19cc/g 、Xフラン 16cc/g でリノキユアが多く、またリノキユアについては磁製管出口付近にかなりのタル分が付着し、これが酸化すればリノキユアのガス発生量はかなり大きくなるものと思われる。

3.3 鋳込み試験および造型の影響

鋳込み試験の結果を写真1、2に示す。無造型の場合リノキユア、Xフランを粘結剤とした三栄銀砂、フラタリーサンドにベーニングが発生し、その順位は三栄—リノキユア、三栄—Xフラン、フラタリー—リノキユア、およびフラタリー—Xフランであった。クロマイトサンド、ジルコンサンドについてはいずれの粘結剤にも関係なくベーニングの発生はみられなかった。

メザンおよび焼着きについては、Xフランを粘結剤としたクロマイトサンドの試験片の平面に焼着きとコーナ部分にメザンが発生し、Xフランを粘結剤としたジルコンサンドの試験片にはコーナ部分にメザンが少しみられた。

リノキユアを粘結剤とした試験片にメザンが発生しないのは写真でもわかるように試験片表面にガスフィルムが発生し、これがメザン、焼着きを防止したものと思われる。なおこのことはガス発生量の測定結果とも一致する。

造型を施した場合、ベーニングは無造型の場合と同様に発生したが、その発生量はフラタリーサンドの場合リノキユアとXフランとの間に差はなく、三栄銀砂についてはリノキユアが多くXフランでは少なかった。

なお焼着き、メザンについては無造型のものは発生していたが、造型を施したものではみられなかった。

中子試験の結果、ベーニングについては造型の有無にかかわらず写真3に示すようにリノキユアを粘結剤とした三栄銀砂、フラタリーサンドに多く発生し、Xフラン






| 粘剤 結 | 砂 名 | | | |
|-----------------------|---|---|---|---|
| | 三 栄 銀 砂 | フラタリーサンド | クロマイトサンド | ジルコンサンド |
| リ ノ キ ュ ア |  |  |  |  |
| フ ラ ン |  |  |  |  |

写真1 鋳込み試験結果(造型無)

注・コーナおよび板面以外の傷は造型ミスによるもの

| 粘剤 結 | 砂 名 | | | |
|-----------------------|---|---|---|---|
| | 三 栄 銀 砂 | フラタリーサンド | クロマイトサンド | ジルマンサンド |
| リ ノ キ ュ ア |  |  |  |  |
| フ ラ ン |  |  |  |  |

写真2 鋳込み試験結果(造型有)

注・コーナおよび板面以外の傷は造型ミスによるもの

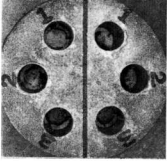
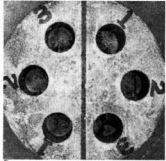
| 粘 結 剤 | 砂の種類および塗型の有無 | | | |
|-----------------------|---|----------|---|----------|
| | 塗型なし | | 塗型あり | |
| | 三栄銀砂 | フラタリーサンド | 三栄銀砂 | フラタリーサンド |
| リ ノ キ ュ ア |  | |  | |

写真3 鈎込み試験結果(中子)

写真中の数字はつき固め回数

を粘結剤としたものでは無塗型の三栄銀砂と塗型を施したフラタリーサンドに少し発生し、その他のものにはほとんどみられなかった。このことは外型の試験で用いたA.F.S.8-J型試験片の場合とよく一致している。なお中子のつき固め回数による差は認められなかった。

焼着きおよびメザシは無塗型のものではXフラン、リノキュアを粘結剤としたクロマイトサンドに多く発生し、リノキュアとXフランとはXフランの方が多い。

塗型を施した場合、リノキュア、Xフランの両粘結剤を使用したクロマイトサンドにメザシが少しみられたが、その他のものにはほとんどみられなかった。

以上の結果よりベーニングはリノキュアを粘結剤としたものに多く発生し、焼着き、メザシはXフランを粘結剤としたものに多く発生する。

これらを防止する目的で塗型を施した場合、この実験に使用した塗型ではベーニングは防止できなかったが、焼着きおよびメザシの防止には効果があった。

またリノキュアを粘結剤とした中子に塗型後着火した際および急熱膨張測定後に亀裂の発生があったが、このような現象はXフランを粘結剤としたものにはほとんど現われず、これがベーニングの発生と関係があるように思われる。

4. 結 言

有機自硬性鉤型の粘結剤のなかからフラン系としてXフラン、アルキッド系としてのリノキュアを使用し、骨

材には三栄銀砂、フラタリーサンド、クロマイトサンドおよびジルコンサンドの4種の砂を用いて高温性質を調べた結果は次のとおりであった。

1. 急熱膨張量は砂の種類でみるとフラタリーサンド、三栄銀砂が他の砂より大きな値を示したが粘結剤の種類ではXフランの方が大きかった。

2. ガス発生量はリノキュアとXフランを比較した場合リノキュアの方が多かった。

3. 鈎込み試験の結果は、ベーニングの発生は外型、中子ともリノキュアを粘結剤としたものおよび砂では三栄銀砂、フラタリーサンドが多く、他のものにはほとんど発生しなかった。

焼着きおよびメザシはXフランを粘結剤としたものおよび砂ではクロマイトサンドに多く発生し、ジルコンサンドにも少しみられたが、他のものにはほとんどみられなかった。また適当な塗型を施すことにより焼着きおよびメザシは防止できる。

有機自硬性鉤型は鍛造工程の省力化の観点から一層の普及が望まれる。しかし砂および粘結剤の特性を認識して合理的に使用することがかんじんなので、本報告がその指針となれば幸いである。

文 献

- 1) 原, 世良: 本報告, 14(1971), 16

産業廃棄物の有効利用に関する研究 (第1報)

廃プラスチックおよび廃油の常圧熱分解実験について

関 守雄, 蒲原 敏博, 東 正十郎

1. 緒 言

石油化学工業の著しい発展とともに石油化学系産業廃棄物の排出量は激増の傾向にあり、当県における昭和46年の産業廃棄物の実態調査結果報告¹⁾によれば、合成樹脂等くず類は月平均4,516トン、廃油類は月平均3,660トンが排出されている。昭和46年9月より施行された「廃棄物の処理および清掃に関する法律」により、これら産業廃棄物は各企業ごとに適正に処理することが義務づけられ、現在はそのほとんどが埋設あるいは焼却等によって処理されている。しかし、埋設においては廃棄場所の不足が挙げられ、焼却においては焼却炉の効率および寿命を考慮するとともに大気汚染防止法に準拠することが必要となってくる。これら埋設あるいは焼却処理は種々の問題があり、省資源化が叫ばれている今日、再資源化等による有効利用という積極的な観点では、各所において研究開発中であるのが現状である。

筆者らは、廃プラスチックおよび廃油の再利用を目的として、常圧熱分解実験を行った結果、熱分解生成物の性状を把握するとともに熱分解時の問題点について、若干の知見を得たので報告する。

2. 試料と実験方法

2.1 エチレンコポリマーアタクチックポリプロピレン (以下 $coAPP$ と略記) の直火熱分解

$coAPP$ 200g を 500ml 容量のクライゼンフラスコに採り、リービッヒ冷却器を付けて直火強熱による熱分解を行なった。

2.2 $coAPP$ の触媒添加による熱分解

$coAPP$ 100g を 300ml 容量のクライゼンフラスコに採って、触媒としてモレキュラーシープ5A (ガスクロマトグラフ用のもの)、天然ゼオライト (輝フッ石)、 $[Ca(Al_2Si_2O_{11}) \cdot 6H_2O]$ 金属ニッケル、ニッケル合金 (ニッケル12パーセント) の0.5パーセントを添加して、電熱器 (700W) 上で印加電圧を一定にして加熱熱分解を行なった。

2.3 廃プラスチックおよび廃油の熱分解

廃プラスチックとして APP , $coAPP$, ポリエチレン、ポリスチレン、混合廃プラスチック (千葉県船橋市における家庭より排出収集されたもの) を用い、また、廃油としては廃エンジンオイルを試料として、それらの 150g を 500ml 容量のクライゼンフラスコに採り、図1に示す熱分解装置によって印加電圧を変化させて熱分解を行なった。

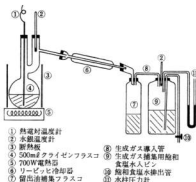


図1 熱分解装置図

3. 実験結果と考察

3.1 $coAPP$ の直火熱分解生成物

$coAPP$ の直火熱分解の結果、比重 (15/4°C) 0.765 の留油を94パーセント得たが、この熱分解留油を20容量パーセントごとに分留カットし、各留出について、比重、屈折率、平均分子量 (MW : ベンゼンの凝固点降下法による)、ヨウ素価 (JIS-K-0070)、オレフィン含有率 ($MW \times IV / 253.8$) を測定した結果は表1に示すもので、 $coAPP$ は熱分解の結果分子切断に規則性はなく、ガソリン留分 (40~200°C) および軽油留分 (200~400°C) よりなっている。また、ポリオレフィンの分解生成物は末端に二重結合を1個もつオレフィンになるはずであるが、分子量200以下ではオレフィン含有率100パーセント以下となるのは、分解生成する水素あるいは

表1 coAPP直火熱分解留油の性状

| 分留カ ット 番号 | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 |
|--|--------|---------|---------|---------|--------|
| 留出温度 (°C) | 40~130 | 130~195 | 195~280 | 280~346 | 346~ |
| 屈折率 (n _D ²⁰) | 1.4052 | 1.4240 | 1.4416 | 1.4513 | 1.4600 |
| 比重 (20/20°C) | 0.697 | 0.749 | 0.784 | 0.817 | 0.844 |
| 平均分子量 (MW) | 102 | 149 | 207 | 285 | 414 |
| ヨウ素価 (IV) | 152.0 | 147.5 | 128.4 | 101.8 | 74.2 |
| オレフィン 含有率(%) | 61.8 | 83.2 | 98.0 | 112 | 112 |

低級オレフィンと反応して、二重結合が飽和され、さらに分子量200以上ではオレフィン含有率が100パーセント以上になる理由としては、分子の末端、両端および内部に二重結合を持つためと考えられる。

3.2 coAPPの触媒添加による熱分解生成物

coAPPに対して0.5パーセントの触媒をクライゼンフラスコに入れて、印加電圧を75Vにて熱分解し、熱分解槽温度を熱電対で測定した結果、図2および表2に示す

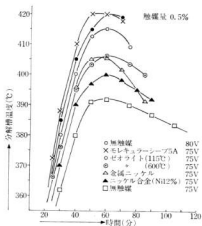


図2 触媒添加によるcoAPP熱分解槽温度変化

分解槽温度と留出時間ならびに留出量の関係が得られた。このことより用いた触媒の効果はモレキュラーシーブ5A>天然ゼオライト>ニッケルの順序で示され、モレキュラーシーブ5Aおよびゼオライトは一般に知られている石油の熱分解触媒、ケイ酸アルミナであることより、本実験の結果からもcoAPPの熱分解に有用であることが認められた。

また、触媒添加効果の顕著なことは無触媒にて印加電

表2 触媒添加によるcoAPP熱分解

| 触媒名 | 印加電圧 (V) | 分解時間 (分) | 留出量 | |
|--------------------|-------------|-------------|------|--------|
| | | | wt % | vol cc |
| 無触媒 | 80 | 60 | 77 | 104 |
| モレキュラー シーブ5A | 75 | 65 | 75 | 100 |
| ゼオライト (115°C) | 75 | 70 | 75 | 100 |
| ゼオライト (600°C) | 75 | 80 | 65 | 88 |
| 金属ニッケル | 75 | 80 | 61 | 83 |
| ニッケル合金 (Ni 12%) | 75 | 90 | 57 | 78 |
| 無触媒 | 75 | 150 | 48 | 66 |

圧を高くして、すなわち熱分解温度を上昇させた場合の熱分解挙動を示すことで、外的な分解熱の付与は分解物に局所的な加熱分解を促進すると考えられ、触媒添加は内部発熱を促進する効果も有している。

ゼオライトは低温処理したものが触媒効果は大きいこれはゼオライト中の結晶水が熱分解促進の助剤となっていると推測され、高温処理のものが触媒効果が若干落ちるのはこの結晶水が熱処理により消失しているからと考えればよく理解出来る²⁾。また、金属ニッケルおよびニッケル合金が触媒能を示すことは、熱分解装置をニッケル鋼にすることが熱分解反応の促進に効果的であることを示している。

3.3 炭プラスチックおよび廃油の熱分解生成物

図1に示す装置によって、印加電圧を変化させて熱分解を行ない、熱分解留油および分解ガスを捕集し、それぞれの収率、性状についてつきに検討した。

3.3.1 APPの熱分解

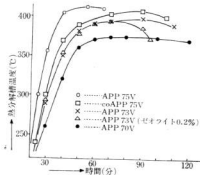


図3 APP熱分解槽温度変化

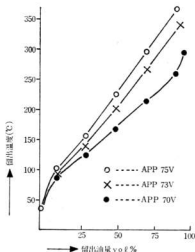


図4 APP熱分解留油分留性状

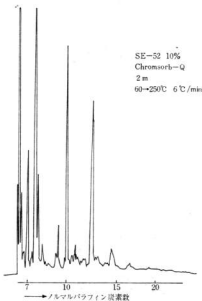
表3 APP, coAPPの熱分解生成物

| | 印加電圧(V) | 分解時間(分) | 生成物 | 収率 | 生成量 | |
|--------------------|---------|---------|-----|------|------|-------|
| | | | | % | wt g | vol |
| APP | 75 | 65 | ガス | 2.7 | 4 | 3.7g |
| | | | 留油 | 80.0 | 120 | 160ml |
| | | | 残油 | 17.3 | 26 | |
| coAPP | 75 | 105 | ガス | 2.7 | 4 | 3.8g |
| | | | 留油 | 75.5 | 113 | 150ml |
| | | | 残油 | 22.0 | 33 | |
| APP | 73 | 110 | ガス | 3.7 | 4 | 3.1g |
| | | | 留油 | 79.3 | 119 | 165ml |
| | | | 残油 | 17.0 | 27 | |
| APP (ゼオライト0.2%) | 73 | 95 | ガス | 3.7 | 4 | 3.3g |
| | | | 留油 | 78.7 | 118 | 160ml |
| | | | 残油 | 17.6 | 28 | |
| APP | 70 | 240 | ガス | 4.7 | 7 | 3.1g |
| | | | 留油 | 65.3 | 98 | 130ml |
| | | | 残油 | 30.0 | 45 | |

APPの熱分解は、表3および図3～4に示すように印加電圧が高くなるにしたがって、分解留油の収率が高くなることも高沸点留分の留出が増加する傾向にある。これは、分解槽温度が高くなることにより、分解ガスの発生が多く図5、6、7に示すノルマルパラフィン炭素数の増加によって認められる。また、印加電圧75Vにおける熱分解において、APPとcoAPPを比較した場合、表3、図3、7、8からみてAPPが易分解性を示しており、coAPPはエチレン構造をもつことにより熱安定性が高いことを示している。なお、APPとcoAPPの判別は図7および図8におけるノルマルパラフィン炭素数のC₇位置のピーク高さにおいて顕著に表わされている。

つぎに、APPヘゼオライトを触媒として0.2パーセント添加して熱分解を行った結果、表3および図3に示すように触媒無添加の73Vの印加電圧時に比較して分解時間の短縮効果は認められたが、分解生成量の変化は認められなかった。このことから、APPへのゼオライトの添加はcoAPPほど顕著な効果はないといえる。

APPの熱分解生成物中に占める分解生成ガスは、表3に示すように2～5パーセントであって、この分解ガ

図5 APP70V熱分解留油ガス
クロマトグラム

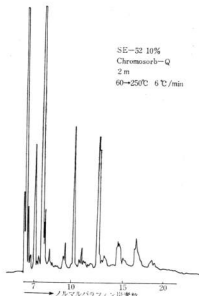


図6 APP73V熱分解留油ガス
クロマトグラム

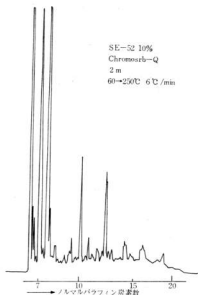


図8 coAPP75V熱分解留油ガス
クロマトグラム

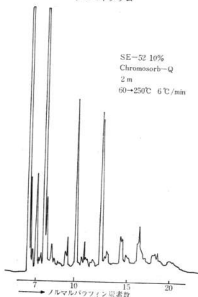


図7 APP75V熱分解留油ガス
クロマトグラム

表4 熱分解生成ガスの炭化元素組成

| 成分mol % | 炭化元素組成 | | | | | | | | |
|------------------------|--------|------|----------|-------|-------|---------|-------|-------|--------|
| | メタン | エタン | プロピレン | プロピレン | イソブタン | ノルマルブタン | イソブタン | ブタジエン | イソペンタン |
| 試料 | | | | | | | | | |
| APP73 V | 18.3 | — | 5.055.4 | — | — | 6.9 | — | 14.2 | — |
| APP 73V (ゼオライト0.2%) | 17.5 | — | 5.154.7 | — | — | 7.0 | — | 15.7 | — |
| ポリエチレン (高密度品) 80V | 30.7 | — | 17.234.0 | — | 5.7 | 7.3 | tr | 5.2 | — |
| 廃エンジン オイル80V | 28.8 | 13.2 | 15.7 | 16.9 | tr | 5.7 | 18.2 | tr | 1.3 |
| 廃エンジン オイル85V | 29.0 | 11.8 | 16.6 | 14.8 | 0.7 | 6.1 | 17.2 | 0.7 | 2.0 |

スの組成は表4に示すように50パーセント余りがプロピレンモノマーである。分解生成物中のガス成分を多くするような分解条件を採用すれば、モノマーの回収を期待することも可能ではないかと考える。

3.3.2 ポリエチレンの熱分解

高密度ポリエチレンの分解能は、図9に示すように分解温度の上昇に対して分解生成物の留出はかなり遅延し

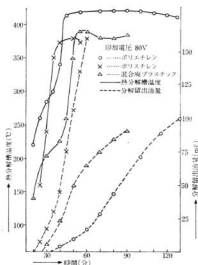


図9 廃プラスチックの熱分解温度と留油量

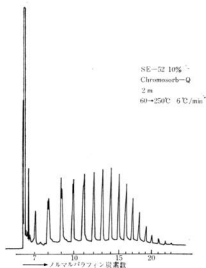


図10 ポリエチレン80V熱分解留油の
ガスクロマトグラム

て始まる傾向にあり、分解温度420°Cをほぼ一定にして留出は時間に比例して行なわれる。これは、ポリエチレンが温度感受による分子切断によって粘度低下を生じて熱伝導が均等に行なわれたのち、熱分解が開始されるもので、供給熱ははじめに樹脂の溶融熱に費やし、さらに分解熱に消費されて、図10に示す炭素数23以下のノルマルパラフィンに分解される。ポリエチレンの分解生成物は表5に示すように残油が約40パーセントあり、多量の残油分がポリエチレンの熱分解遅延の一因とも考えられる。留出分のうち油分は発熱量にして高カロリーのものであり燃料として使用が可能である。また、ガス分のうち約80パーセントは表4に示すようにプロピレン以下の炭化水素組成を有するものが回収できるものと考えられる。

表5 廃プラスチックの熱分解生成物

| 試料 | 印加分解電圧(V) | 分解時間(分) | 生成物 | 収率(%) | 生成量 | | 発熱量 cal/g |
|-------------------|-----------|---------|-----|-------|------|--------|-----------|
| | | | | | wt g | vol | |
| ポリエチレン(高密度品) | 80 | 130 | ガス | 7.3 | 11 | 4.2f | 10950 |
| | | | 留油 | 52.6 | 79 | 105 ml | |
| | | | 残油 | 40.0 | 60 | | |
| ポリスチレン | 80 | 55 | ガス | 0 | 0 | | 9950 |
| | | | 留油 | 94.0 | 141 | 155 ml | |
| 混合廃プラスチック(千葉暴船橋市) | 80 | 90 | ガス | 13.6 | 228f | 以上 | |
| | | | 留油 | 50.0 | 75 | 90 ml | |
| | | | 残油 | 35.4 | 53 | | |

3.3.3 ポリスチレンの熱分解

ポリスチレンの熱分解は、図9に示すように急激に分解を起し、短時間で分解が終了することを示している。ポリスチレンの熱分解は、実験に用いたクライゼンフラスコの壁面に接触した部分、すなわち、外部加熱を受ける近隣より活発に分解をはじめようので、表5に示すように熱分解生成物としては、ガス状物は発生せず、90パーセント以上が留油として留出するとともに、留油の60パーセントは図11にみられるようにスチレンモノマーである。このことから、ポリスチレンの熱分解生成物は高発熱量からして燃料油としても有用であるが、スチレンモノマーとして回収することが再利用面から得策と考えられる。

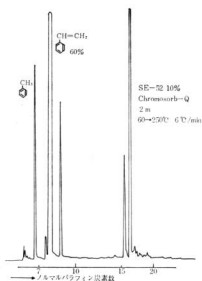


図11 ポリスチレン80V熱分解留油
ガス chromatogram

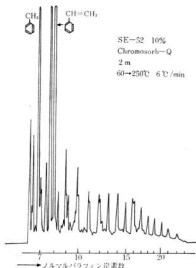


図12 混合廃プラスチック80V熱分解
留油ガス chromatogram

3.3.4 混合廃プラスチックの熱分解

実験に使用した混合廃プラスチックは、塩素分が3～5パーセント含まれることから混合廃プラスチック中に塩化ビニル樹脂が塩素分の2倍量の約6～10パーセント含まれていると考えられる。この混合廃プラスチックの熱分解は分解槽温度100°C付近より塩化ビニル樹脂の分解により激しく塩化水素ガスが発生し図9に示すように200°C付近から初留となったが、留出油が冷却管中でゲル化し閉塞現象がみられた。これは、分解発生した塩化水素が触媒となり分解オレフィン留出物を重合ゲル化したためと考えられる。また、塩化ビニル樹脂の脱塩素分解により生じる炭化物(ポリエン)は加熱フラスコ底において断熱層を形成する。これらのことから塩化ビニル樹脂を含む混合廃プラスチックの熱分解は、留出初期の塩化水素の共存によるゲル化防止のため、分解槽温度は100～200°Cで完全に塩化水素分を系外に除去したのも、分解槽温度を上昇させて留出油を回収し、残留炭化物は高温乾燥してコークス化する三段階にて処理することが必要と考えられる。混合廃プラスチックの熱分解留出油の組成は図12に示すように、ポリエチレンの等間隔のノルマルパラフィンピークとポリスチレン樹脂の熱分解生成物であるスチレンモノマーのピークが顕著に認められ

る。

3.3.5 廃エンジンオイルの熱分解

比重(15/4°C)0.890、いおう分0.81パーセント、灰分0.86パーセントの廃エンジンオイルを熱分解した結果図13に示す印加電圧の変化による分解留出量の顕著な差

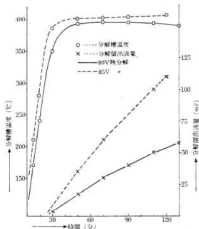
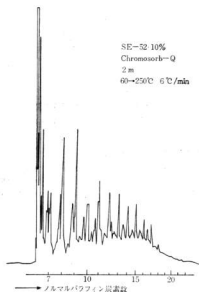


図13 廃エンジンオイルの熱分解

表6 廃エンジンオイルの熱分解生成物

| 印加分解 電圧時間 (V)(分) | 生成物 | 収率 (%) | | 生成量 | | イオウ分 | | 発熱量 cal/g |
|------------------------|-----|--------|-----|--------|------|-----------------------------|----------|--------------|
| | | wt | vol | wt | vol | 含有率 % | 移動率 % | |
| 80 | ガス | 2 | 3 | 2.4 | 1.3 | H ₂ S 1.3vol% | 15.3 | 10640 |
| | 留油 | 30 | 45 | 58 ml | 0.53 | 23.4 | | |
| | 残油 | 68 | 102 | 110 ml | 0.73 | 61.3 | | |
| 85 | ガス | 2.7 | 4 | 2.6 | 1.1 | H ₂ S 1.1vol% | 19 | 10650 |
| | 留油 | 58 | 87 | 110 ml | 0.50 | 35.8 | | |
| | 残油 | 39.3 | 59 | 60 ml | 0.93 | 45.2 | | |

図14 廃エンジンオイル80V熱分解
留油出ガス chromatogram

を認めた。印加電圧の変化による熱分解生成物は、表6によれば分解温度の上昇によって留油量が約2倍になる。

廃エンジンオイル中に含まれているいおう分は、熱分解によって残油中に濃縮化されると同時に、硫化水素として分解ガス中に移行するため、分解留油は無灰分、低いおう化される。この分解留油の組成は図14に示すようにC₂₅以下であるが、硫化水素ガスを吸収している結果特有の臭気を有し大気開放下では取扱いが困難で

あるため、分解装置全体を閉鎖型にする必要がある。

また、分解生成ガスの組成は表4に示すものであるが硫化水素を含むため、従来からの酸化鉄法等の採用による脱硫をすれば、ガス燃料として使用が可能と考えられる。

4. 結 言

一般および産業から排出される廃棄物の種類は多岐にわたるが、本実験における石油化学系廃棄物の常圧加熱分解を行なった結果、つぎの結論を得た。

(1) 常圧加熱分解による留油は分解槽中の空気(酸素)により、微量の酸化物を生成するため微酸性を呈している。

(2) 廃エンジンオイルのような液状試料は対流による熱伝導がよいが、プラスチックは固体であるため加熱効率が悪く分解物の均等加熱を賦与する考慮が必要である。また、プラスチックは温度感受によって、軟化、溶解したのち分解、留出という過程を経るが、溶解から分解がはじまる分解初期においては、試料はまだ高粘度であるため、フラスコ底面の壁面より分解したガスが上部の溶融層を持ち上げるとともに溶融物を留出することが考えられるので、分解槽上部の空間容積および全体の均等加熱、加熱速度を考慮することが必要である。

(3) coAPPは直火加熱分解によって、ガソリンおよび軽油留分に相当する留油を94パーセント回収できる。

(4) 加熱分解時の触媒添加は、触媒の種類による効果に差があるが、外部加熱温度を高くすると同様な内部の分解促進効果が認められた。

(5) APPは分解留油として80パーセント、ポリエチレンは50パーセントが回収できるので、coAPP同様無灰分、無いおう分の燃料油としての使用が期待できる。

(6) coAPP, APP, およびポリエチレンは分解によってC₁~C₅のガス状炭化水素を生成するが、生成効率を向上させれば燃料ガスの利用あるいはプロピレンを中心としたモノマーの回収も考えられる。

(7) ポリエチレンは熱分解により、90パーセント以上が留油として回収されるとともに、留油の60パーセントはステレンモノマーであるため、プラスチック中に占めるポリステレン樹脂の比率は高いことから、ステレンモノマーの回収は興味あることと考えられる。

(8) 塩化ビニル樹脂を含む混合廃プラスチックの熱分解は、塩化水素ガスの生成があるため、300°C以下の温度で脱塩素処理を行なったのち、300~500°Cにおける熱分解を行なうことが必要である。

(9) 廃エンジンオイルは熱分解処理により、廃油中の
いおう分が硫化水素として分解ガスに含まれるため、
燃料ガスとしては脱硫処理を必要とする。また、分解留
出油は、低イオン、高カロリー燃料油としての性状を有
しているが、強臭をもつため使用にあたっては閉鎖型の
燃焼装置を必要とする。

00 廃プラスチックおよび廃油等の石油系廃棄物の熱

分解による分解生成物は、低沸点物を多量に含有するた
め、引火等の危険性の配慮が必要である。

文 献

- 1) 広島県：「広島県における産業廃棄物の実態調査結
果報告」（昭和47年3月）
- 2) 好満，山根，永富：本報告，No. 14 (1971), 59

産業廃棄物の有効利用に関する研究 (第2報)

アタックポリプロピレンの加圧熱分解とその有効利用について

蒲原 敏博, 関 守雄, 東 正十郎

1. 緒 言

各種プラスチックを熱分解すると、ほぼ400°C前後から分解がはじまり、温度の上昇と共に分解は激しくなり、ガス状生成物、液状生成物になることはよく知られている。また最近廃プラスチックの処理が社会問題になってから、学界、業界等でも、その処理と有効利用という目標を掲げて研究がなされているが、現在までのところ、熱分解による燃料油への還元¹⁾が妥当であると考えられている。そこで第1報の常圧下におけるアタックポリプロピレン (以下APPと略記す) 等の熱分解に続いて、オートクレーブ中加圧下のもとでAPPの熱分解を実験室的規模で行なった結果、若干の知見を得たので報告する。

APPの熱分解に際しては、このものが直鎖状炭化水素の高分子化合物であり、一般に分子鎖が長いほど熱に対して不安定であるなどの点を考えると、まず温度の上昇につれて分子鎖の切断が行なわれて、低分子量化合物に分解され、分子切断は末端部に比べて中央部の切断が比較的盛んであるため、温度の上昇と共に低分子量の化合物が多量に生成する。さらに温度を上昇させて行く。常圧ではもはや液化させることのできない、メタン、エチレン、プロピレン、ブタン、ブチレン、ブタン等のガス状生成物の生成が盛んになると考えられる。そこで熱分解生成物を燃料油として使用するためにも、また取扱い易さと安全性などの点からも、できるだけ常温常圧下で液状の生成物を収率よく得るためには、分解温度、分解時間等の分解条件の検討が必要であると考えられる。

2. 試料と実験方法

2.1 試料

県内のポリプロピレンメーカーより入手した中粘度品APP (200°Cにおける粘度が500~1500センチポイズ) を約3mm正方形に細かお片して試料に供した。試料の元素分析をC.H.Nコーダーで測定した結果、炭素86.19%、水素13.54%で窒素は検出されなかった。

2.2 実験方法

こまかく砕片した試料100gを図1に示す誘導回転式オートクレーブ (材質SUS32, 容量500ml) 内に入れ密閉したのも電気炉にて加熱し、その間誘導攪拌(500~1000 rpm)を行なった。熱分解終了後、電気炉より取り

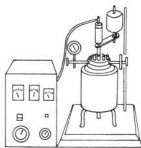


図1 熱分解に使用したオートクレーブ

出し室温まで冷却して、分解生成ガスを採取した後、開放して分解生成物を取り出し秤量した。分解生成ガスは液化炭化水素専用カラム (4m) を装備したガスクロマトグラフを用いて分析を行った。液状生成物は、沸点が150°C未満の低沸点留分と、沸点150°C以上の高沸点留分とに別して燃料としての検討を行なった。

3. 実験結果と考察

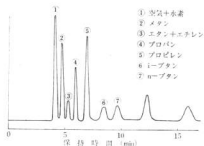
3.1 熱分解生成ガスのガスクロマトグラム

図2にガス状生成物のガスクロマトグラムを示した。ガス状生成物の組成は反応条件を変えた場合でも常に一定で、分解条件により各成分の増減がみられるのみであった。

3.2 分解温度の影響

分解温度と生成物との関係を図3にまとめた。この結果よりAPPの液化温度範囲は、340°C以下では固形のままであり、340~370°Cではワックスまたはグリース状、370°C以上で完全に分解が行なわれて液状になる形態変化がみられる。分解時間は所定の温度に達して、

その温度で20分間分解を行った後、ただちに加熱をやめ放冷後、高沸点留分と低沸点留分とに分割して留分を試料に対する重量%で求めた。分解温度が高いほど低沸点留分が増加して高沸点留分が減少する傾向にあり、高沸



カラム：液化炭化水素専用カラム(8m), 40℃
キャリアガス：He, 40ml/min

図2 ガス状生成物のガスクロマトグラム

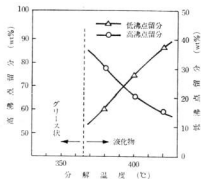
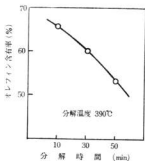


図3 分解温度と分解生成物の関係



点留分を多量に生成するためには、分解温度は必要以上に高くするのはよろしくない。

3.3 分解時間の影響

分解温度と分解生成物との関係より、高沸点留分を出来るだけ多く、低沸点留分を出来るだけ少なく生成する適当な温度は、ほぼ390°Cあたりであると考えて、次に所定の温度に達してからの分解時間をいろいろと変えて、低沸点留分と高沸点留分の生成率を検討したものを図4に示した。図4から分解時間は所定の分解温度に達したら、わずか10分程度で分解が完全に行なわれることがわかる。さらに分解時間を長くすれば低沸点留分は増加する傾向にある。

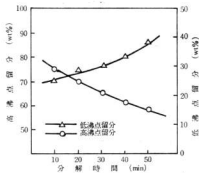


図4 分解時間と分解生成物の関係

3.4 液状生成物中のオレフィン分

分解時間、分解温度等の差異によって低沸点留分の生成量に差があることは実験でわかったので、分解条件を変えて低沸点留分中のオレフィン含有率を図5にまとめた。図から分解時間が長ければ減少する傾向にあり、分解温度が上昇すると減少する傾向にある。

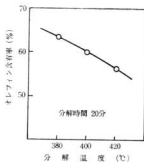


図5 オレフィン含有率と分解時間、分解温度との関係

3.5 添加物による分解温度の影響

次に添加物等によって分解の様子がどのように変化するかを検討する目的で、水を添加剤¹⁾として選んで、無添加の場合と比較して分解温度の影響を検討した。分解時間30分間、添加剤としての水 25 ml 添加して、各分解温度について行なった結果を図6に示した。図より水添加した場合、無添加の場合に比べて低沸点留分が約10%近く多量に生成し、高沸点留分が減少していることがわかる。これは水を添加することによって、無添加の場合と比較した場合、圧力が増加しているため分解条件としては苛酷なものとなっているため、分子切断は活発に行なわれたためであると考えられる。

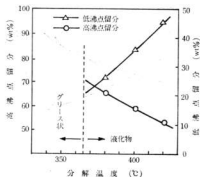


図6 水添加による分解生成物と分解温度の関係

3.6 水添加による分解時間の影響

次に分解温度を390°Cにして、水 25 ml を添加した場合の分解時間の影響について図7にまとめた。無添加と比較して低沸点留分が多量に生成している。

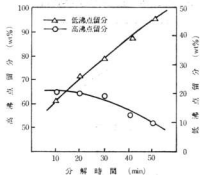


図7 水添加による分解生成物と分解時間の関係

3.7 水添加量の影響

水添加量と分解生成物への影響について、分解時間30分間、分解温度390°Cで水の添加量を変えて、分解生成物の検討を行ない図8にまとめた。水添加によって、低沸点留分が、無添加の時より約10%近く増加したが、水の増加によってもこの傾向は変わらなかった。ただし水を添加すると、分解温度に達するのに、無添加の場合より長時間を要し、その温度を維持させるのに、かなりの熱エネルギーが必要である。

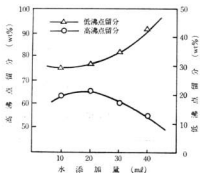


図8 分解生成物と水添加量との関係

3.9 水添加した分解生成物中のオレフィン含有率

水添加による分解生成物の低沸点留分中のオレフィン含有率を分解時間を変えて測定した結果を図9にまとめた。この図からわかるように、無添加の場合とは逆の傾向にある。

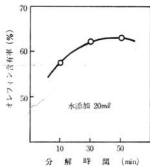


図9 水添加による分解生成物と分解時間の関係

3.10 分解生成物の赤外線吸収スペクトル²⁾

分解生成物である完全液化生成物(分解温度370°C以上の分解生成物)とグリニース状物(分解温度340~370°C

の分解生成物)の赤外線吸収スペクトルを図10に示した。グリースでは 725 cm^{-1} にあらわれる $-\text{CH}_2-$ の炭素骨格の特性が強くあらわれていることから、APPの主鎖がまだあまり中断されていないことを示している。△印と○印の末端二重結合と中央の二重結合の吸収が強くあらわれていることから、その存在が高いことを示している。完全液化物では、 725 cm^{-1} の $-\text{CH}_2-$ における吸収は減少して、短鎖に切断されていることがわかる。二重結合の特性吸収も減少し、分解が進んでいることがわかる。

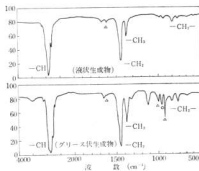


図10 分解生成物の赤外線吸収スペクトル

3.11 分解生成物の性状

分解生成物の炭、水、窒素の定量と発熱量の測定を行ない、低イオウのミナス重油との比較を表1に示した。APPの分解生成物は、イオウを含まない発熱量の高い燃料としての利用が可能であると考えられる。表2に水添加、無添加の分解生成物(分解条件としては、分解温

表1 分解生成物の元素分析と発熱量

| 試料 | 元素分析% | | | 発熱量 cal/g |
|-------|-------|-------|------|--------------|
| | C | H | S | |
| ミナス重油 | 86.23 | 13.17 | 0.20 | 10,790 |
| 分解生成物 | 86.19 | 13.81 | 0.00 | 11,040 |

表2 分解生成物の分留性状

| 分留量% | 初留 | 分留温度(°C) | | | | | | | | | |
|--------------|----|----------|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|
| | | 10 | 20 | 30 | 40 | 50 | 60 | 70 | 80 | 90 | |
| 水添加の 分留温度 | °C | 40 | 85 | 108 | 134 | 154 | 184 | 228 | 277 | 329 | 331 |
| 無添加の 分留温度 | °C | 61 | 108 | 137 | 164 | 218 | 272 | 306 | 323 | — | — |

度 390°C で20分間、水 25 ml を添加)の分留性状を示した。これより分解油はガソリンと軽油を混合した燃料といえる。

3.12 分解生成物の有効利用

3.12.1 重油の低イオウ化

分解生成物はイオウ分を含まない。従って高イオウの重油に分解生成物を加えて、重油のイオウ含有量を減少させることができる。分解生成物をC重油(イオウ分 2.56%)に 10% 、 30% 、 50% 添加した混合重油の性状を表3にまとめた。 30% 以上添加すると粘度は低下し、引火点も低下する。重油の使用量と分解油を混合した場合の重油の性状から考えれば、高イオウ重油に 10% 程度のAPP分解油を添加するのが有効であると考えられる。

表3 重油と分解生成物の混合油の性状

| 項目 | イオウ分(%) | 引火点(°C) | 粘度(50°C, cSt) | 残炭率(%) |
|------------|---------|---------|---------------|--------|
| C重油 | 2.56 | 95.0 | 106.2 | 6.71 |
| 10%分解生成物添加 | 2.31 | 89.0 | 94.0 | 6.50 |
| 30%分解生成物添加 | 1.50 | 82.0 | 82.4 | 6.12 |
| 50%分解生成物添加 | 1.25 | 67.0 | 64.0 | 5.85 |

3.12.2 分解生成物の樹脂化³⁾

第1報の常圧下におけるフラスコ中の熱分解生成物を各種触媒を用いて、再度樹脂化を行なうと、APPの有効利用の活路を見出そうと試みた。樹脂化の実験に供したフラスコ中での分解生成物は、表4に示す性状のものを使用した。実験方法は、かきまぜ装置、温度計、還流冷却器、試料滴下用ポートを取付けた容量 500 ml の四ツ口フラスコに反応溶媒として、四塩化炭素を用い、触媒添加後、反応温度を 50°C に保ちながら、2時間を要して滴下ポートより試料を添加し、さらに3時間反応を行なった。触媒として硫酸を用いた重合のときは、炭酸ナトリウム水溶液で中和後、溶媒を除去し、石油エーテ

表4 供試分解生成物の性状

| 留出温度範囲(°C) | 水分(wt %) | オレフィン含有率(wt %) |
|------------|----------|----------------|
| 40 ~ 130 | 0.02 | 61.8 |

表5 樹脂合成条件とその性状

| 触媒とその量(%) | 反応時間(hr) | 反応温度(°C) | 収率(%) | 色相 | 状態 |
|---|----------|----------|-------|-----|----|
| H_2SO_4 | 10 | 50 | 10.2 | 黒褐色 | 粘稠 |
| AlCl_3 (無水) | 2 | 50 | 12.5 | 茶褐色 | 粘稠 |
| $\text{BF}_3(\text{C}_2\text{H}_5)_2\text{O}$ | 5 | 50 | 12.0 | 茶褐色 | 粘稠 |
| AlCl_3 (無水) | 5 | 60 | 18.6 | 赤褐色 | 粘稠 |

ルで樹脂および未反応物を抽出後、減圧蒸留で未反応物を留出させ、残留物として茶褐色で粘稠な油状化合物を得た。樹脂合成条件とその重合物の性状を表5にまとめた。重合物の色相ならびに状態を検討したが、期待されるものは得られなかった。

4. 結 言

A P Pの有効利用という目標を掲げて、加圧下のもとで熱分解を行なった結果をまとめてみると次のようになる。

(1) 分解温度は380~400°Cが適当であり、分解時間は20~30分程度で十分燃料として使用可能な生成物が得られる。ただし分解油はガソリン留分から軸油留分に到る低沸点留分から高沸点留分にわたっているため、適宜に分留カットして使い分けをする必要がある。さらに、これらの分解生成油はオレフィン含有しているため、長時間放置していると酸化されて変質するし、オレフィン特有の悪臭がするため、この点の検討

が今後必要である。

- (2) 添加触媒として水をA P Pに対して25%程度添加してやれば、無添加の場合に比較して、低沸点留分が10%程度多く生成する。これは水を添加することによって分解条件が苛酷になり、A P Pの分子鎖の切断が活発に行なわれたためであると考えられる。
- (3) 分解生成物を高イオウ分のC重油に混合することによって重油のイオウ分を減らすことが出来る。分解油の添加量としては10%程度が妥当であろう。
- (4) 分解生成油を用いて樹脂化を行なったが、期待されるものは得られなかった。フラスコ中の分解生成物は脂肪族炭化水素の混合物であり、樹脂化については、さらに検討が必要である。

文 献

- 1) 武末：化学と工業，96 (1972)，536
- 2) 関，東：本報告，13 (1971)
- 3) 高崎，東，藤本：本報告，11 (1967)

かき殻飼料工場の集じん排水処理について

藤本宗之, 丸下清志

1. 緒 言

既報¹⁾でかき殻飼料工場から発生する粉じん、悪臭の湿式法による防除例について述べたが、防除にもなって排出される粉じんを含んだ排水の処理について、さらに実験を行なった。

広島県のかき生産量は昭和46年度27,000トンで全国生産の7割を占めており²⁾、生かきとして国内各地に出荷されるのをはじめ、缶詰に加工して海外にも輸出されている。

12～3月を中心とした冬期に養殖漁場から陸揚げしたかきは、かき打ちにより殻を取り除くが、この作業の結果排出される貝殻の量はかき全体の6分の5を占めており、広島県内では毎年10万トン以上のかき殻が排出されていることになる。これだけ多量に存在するかき殻も、一部がご(殻)粉、飼料、肥料として利用されるだけで、他の大部分が海岸などに放置されたままになっており、毎年夏期になると悪臭による公害問題をひきおこしている。

かき殻を原料とする飼料工場においても、工場内に堆積した原料からの悪臭やハエの発生、粉砕機から飛散する粉じんなどの問題を抱え、工場立地に大きく制約を受けている。

実験を行なった飼料工場では、工場へ搬入する原料の洗浄とか焼、粒砕工程での集じんに水を使用し、この排水は多量の懸濁物質を含んでいる。室内実験により、これらの工程から出る排水の処理法としては、凝集沈殿法が適当であることがわかった。さらに、やや規模を大きくした装置により現地で処理実験を行ない、他の沈殿法との比較を行なったので報告する。

2. 試料と実験方法

2.1 試 料

実験を行なった排水の性状を表1に示す。排水の各成

表1 原水の性状

| 水温 (°C) | 透視度 | pH | 懸濁物質 (ppm) | COD (ppm) | BOD (ppm) |
|------------|-------|-----|---------------|--------------|--------------|
| 40～45 | 0.5以下 | 8.5 | 1000～2000 | 60～110 | 30～55 |

分は工場操業の影響を受け、かなりの時間的変動がある。

2.2 薬 劑

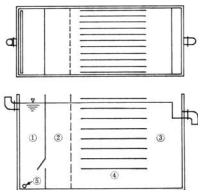
凝集沈殿処理法の実験では、薬剤としてポリ塩化アルミニウム溶液(多木製肥所PAC250A)を使用した。

2.3 実験装置

中規模装置による処理実験では、塩ビ板を使って表2

表2 実験装置の仕様

| 名 称 | 仕 様 (長さcm) | 容 積(ℓ) |
|----------------|---|--------------|
| 急速攪拌部 | 50W×20L×70H | 70 |
| 低速攪拌部 | 50W×20L×70H | 70 |
| 沈 殿 部 (全 槽) | 50W×83L×70H (50W×123L×70H) | 290 (430) |
| 傾 斜 板 | 塩 ビ 板 13枚 傾 斜 角 60度 全 投 影 面 積 1.14㎡ | |
| 原水ポンプ | 100～900ℓ/hr | |
| 薬注ポンプ | 0.6～6ℓ/hr | |
| 攪 拌 機 | コンプレッサー-100V40W 30ℓ/min | |



- ① 急速攪拌部
- ② 低速攪拌部
- ③ 沈 殿 部
- ④ 傾 斜 板
- ⑤ 攪拌用散気管

図1 実験装置

および図1に示すとりの沈殿槽を作製し、現地に持ちこんで実験を行なった。なお傾斜板は取りはずしができるように作製した。

2.4 実験方法

2.4.1 ジャーテスト

検水 500 ml に薬剤を加え、既報³⁾と同様に攪拌したのも30分間静置して上澄液をとり、その中の懸濁物質量を測定して、最適薬剤の種類と添加量を決定した。

2.4.2 中規模装置による実験

単純沈殿（最初沈殿）、傾斜板沈殿、凝集沈殿の三つの処理法について、沈殿槽における停留時間を変え、懸濁物質の除去効果を比較した。単純沈殿法では傾斜板は取りはずし、凝集沈殿法のばあいは傾斜板をそう入して実験した。薬剤の混合と攪拌は、攪拌槽の底部に散気管を取り付け、コンプレッサーから空気を送ることによって行なった。現地での実験の様態を写真に示す。

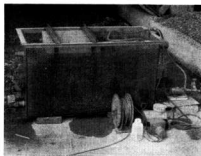


写真 現地実験の様態

3. 実験結果および考察

3.1 懸濁物質の化学成分と粒度分布

懸濁物質の化学成分の分析結果は表3のとおりであるが、他の報告^{4,5)}に比べて、けい酸分、鉄分などが多くなっており、かき殻に付着している泥が混入しているものと思われる。

表3 懸濁物質の化学成分

| 真比重 | lg. Loss (%) | SiO ₂ (%) | CaO (%) | MgO (%) | Fe ₂ O ₃ (%) | Al ₂ O ₃ (%) | SO ₂ (%) |
|------|--------------|----------------------|---------|---------|------------------------------------|------------------------------------|---------------------|
| 2.54 | 43.5 | 4.0 | 47.0 | 0.9 | 1.1 | 1.3 | 0.7 |

アンドレアゼン・ビベット法により測定した排水中の懸濁物質の粒度分布は図2に示すとおりで、5ミクロン以下のきわめて微細な粒子が懸濁物質全体の3分の1以上を占めている。粒子径と比重からストークスの式を使

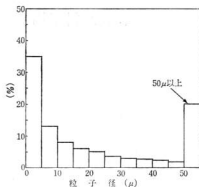


図2 懸濁粒子の粒度分布

表4 懸濁粒子の沈降速度

| 粒子径 (μ) | 5 | 10 | 20 | 30 | 40 | 50 |
|--------------|-----|----|-----|-----|-----|-----|
| 沈降速度 (cm/hr) | 8.1 | 32 | 129 | 291 | 517 | 808 |

い計算した各粒子径における懸濁粒子の沈降速度は表4のとおりである。この表からもわかるとおり、排水中の懸濁物質を単純沈殿法によって除去し、排水基準に合う水とすることは困難である。

3.2 ジャーテストによる薬剤添加量の決定

高分子系無機系の凝集剤散播を用いてジャーテストした結果、ポリ塩化アルミニウムを使用したばあは、懸濁物質の除去効果をもっともよかった。ポリ塩化アルミニウムを使用したばあはの薬剤添加量と処理水の懸濁物質量を図3に示す。

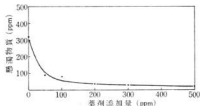


図3 ジャーテストの結果

3.3 中規模装置による現地実験

単純沈殿、傾斜板沈殿、凝集沈殿の三方法により、排水を処理したばあはの原水と処理水の懸濁物質量およびその除去率を表5に示す。懸濁粒子の粒度分布からも予想したとおり、単純沈殿法では懸濁物質の除去率が低く排水基準以下に下げることができなかった。また傾斜板

表5 中規模装置による実験結果

| 処理方式 | 滞留時間 | 懸濁物質 (ppm) | | 除去率 (%) |
|--------|-------|------------|-----|---------|
| | | 処理前 | 処理後 | |
| 単純沈殿法 | 30分 | 1100 | 700 | 36.4 |
| | 1時間 | 760 | 530 | 30.3 |
| | 2時間 | 790 | 440 | 44.3 |
| 傾斜板沈殿法 | 1時間 | 1500 | 240 | 84.0 |
| | 2時間 | 1920 | 240 | 87.5 |
| 凝集沈殿法 | ① 1時間 | 2000 | 230 | 88.5 |
| | ② 1時間 | 1700 | 150 | 91.2 |

但し ①: 凝集剤 100 ppm 添加

②: # 200 ppm #

沈殿法のばあいには、単純沈殿法に比べて除去率は、ほぼ2倍に上っているが、処理後の懸濁物質が多く、十分な処理とはいえない。傾斜板沈殿法では、傾斜板を増設することにより、さらに除去率を上げることが可能であるが、懸濁物質量を数十ppmにまで下げることが困難と思われる。凝集沈殿法ではジャーテストの結果から予想したよりも多量の薬剤を添加したが、三つの処理方法のうちもっともよい結果が得られた。

これらは、いずれも限られた実験装置を使って得たデータであり、また排水の水温が高いため対流現象による妨害もあって、このままでは満足な処理方法とは言えない。

いが、実規模の大型処理装置では、さらに安定した処理が可能であり、処理後の排水の性状は排水基準に十分合格するものになると思う。

4. 結 言

かき製鋼工場の洗浄、集じん工程から出る多量の懸濁物質を含む排水の処理法を検討した結果

- (1) 懸濁物質は5ミクロン以下の微細な粒子が全体の3分の1以上を占めているため、通常の単純沈殿法（最初沈殿法）では処理が不可能であり、凝集沈殿法であれば十分処理できる。
 - (2) かき設のか（板）焼工程から出る集じん排水は、40～45°Cの温水であるため、排水を沈殿処理するばあいには、対流による妨害を考慮しておく必要がある。
- 以上のことを確認した。

文 献

- 1) 藤本他: 本報告, 12 (1969), 19
- 2) 昭和47年度かき出荷対策資料, 広島県
- 3) 藤本, 丸下, 東: 本報告, 13 (1971), 145
- 4) 町長他: 石膏と石灰, 95 (1968), 40
- 5) 森田: 昭和39年度中・四・九地方工技連会議業業合同専門部会講演要旨, 佐世保

鑄造技術コンクール雑記

福 山 支 場

1. ま え が き

本県東部には、福山、府中地区に鑄造業者が集中しており企業数では県全体の約70%を占めている。これら鑄造業者の団体はいくつかあるが、そのなかで福山地方鑄造工業協同組合は鑄造技術コンクールが各企業の技術向上に有効であることに着目し、昭和43年より毎年1回開催し、すでに5回を数えている。コンクールの実施に当たっては、これまで福山支場が組合からの相談に応じ、本場金属部からも参加を願って、課題およびその形状、寸法、材質などを指導するとともに、試験、測定にも当たってきた。

鑄造技術コンクールは、ただ出品物を審査して優秀を競うことばかりではなく、参加工場の蓄積された技術、技能を十分発揮してつくられた製品を審査評価し、お互いの製品の長所、短所を知り、その結果を実作業に活用できるというところに意義がある。また、コンクールを年々かさねて行なうこと、出品課題内容をいろいろ変えることなどによって地域の鑄造技術水準も上がるものである。

47年度の課題はVブリーで、これまで実施してきた課題にくらべると小物ではあるが、ボス、リム部の偏肉、隅部、内部に生じやすい欠陥など製作についての問題点があり、手ごめによる多品種少量品製作の場合参考になるものと考えられるので、この製品を審査項目により調査した結果を発表することとした。

2. 実施方法

今回の課題はVブリーで図1に示す四面により製作する。製作方法は、同一リベの溶湯から同一方案で2個鑄造し、1個は湯口、溝道、せき、押溝などをつけたままとし、他の1個は図1に示す形状、寸法に仕上げる。(但し、ショットプラスト、機械加工は主催者側が一括して行なう。)なお、主型は生型とし造型は使用しない、中子ほどの方法でもよく鑄造方案は参加者で実施する。機械的性質を審査するため直径30mmφ長さ55mmの試験片2本を製品と同一溶湯より鑄造することとした。また、製作条件を明らかにするため、溶解、造型のデータを提出してもらった。

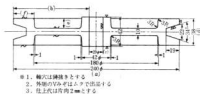


図1 コンクール出品課題

審査項目および配点は表1に示すとおりである。材質試験は引張強さ、抗折試験、カタサ試験とした。寸法精度は機械加工する製品について加工前に図1に示す(a)~(f)を測定し採点した。外観、切断面、歩留、鑄造方案についても所定の基準により審査した。

表1 審査項目および配点

| 審査項目 | 配点 |
|---------|-----|
| 1 機械試験 | 40 |
| 2 寸法精度 | 40 |
| 3 外観検査 | 30 |
| 4 切断面検査 | 50 |
| 5 歩留 | 20 |
| 6 鑄造方案 | 20 |
| 合計 | 200 |

3. 審査結果

3.1 材質試験

材質試験の結果は、その製品の機械的性質を代表するもので、品質の保証という点では重要なものである。

材質はF C 20、F C 25のいずれかということであったが、全部F C 20で出品された。しかし、引張試験の結果では引張強さ 19kg/mm^2 以下が42%あった。このような製品の組織は大きな片状黒鉛や、ややバラ状になった黒鉛とフェライトがかなりあらわれており、また、分析結果ではC量とSi量が全般に多かった。中小鑄物工場の信頼性を増すためにも、材質管理を十分に指定された材質のものが自信をもってできるような態勢にするため努力されることを望みたい。

抗折試験では最大荷重不足が25%あったが、これは引張試験結果からみてもうなづけるところである。しかしたわみについては問題はなかった。

かたき試験では大部分が Hs 170~220 の範囲に納まっているが、2点は Hs 134, 143 と低く、機械鈎物としては不十分と思われる。

3.2 寸法精度

このコントロールでは図面により参加者が木型をつくり製作するため出品作品の寸法は大きくバラツクことが予想される。鈎型は生型砂を使用する条件で図1の(a)~(f)の6ヶ所について測定した寸法差は表2に示すとおりで

表2 測定箇所と寸法差の関係

| 測定箇所 | 2mm以上 | 1~2mm | 1~1mm | -1~-2mm | -2mm以上 |
|------|---------|---------|-------|-----------|----------|
| a | 1 | 3 | 7 | 0 | 1 |
| b | 0 | 5 | 5 | 2 | 0 |
| c | 0 | 1 | 10 | 1 | 0 |
| d | 3 | 6 | 3 | 0 | 0 |
| e | 1 | 2 | 9 | 0 | 0 |
| f | 1.5mm以上 | 1~1.5mm | 10 | -1~-1.5mm | -1.5mm以上 |

ある。横方向の寸法については、中心に中子が入るので慎重に作業されたためかほとんどが-1~1mmの寸法差にはいっており、日頃の技術が発揮されているように思われた。しかし縦方向、とくにリムの厚さについては+1mm以上が75%あり、そのうちの3点は2mm以上、最大で3.2mmの寸法差があった。この原因としては手締め造型で十分つき固められていないため、型抜き時にこのような寸法差が生じたか、生型砂の圧縮強さが弱いなどが原因と思われる。

寸法精度と関係がある製品重量を調べたところ、最大と最小の差は1kg強もあり、今後大いに検討しなければならない。

3.3 外觀検査

鈎肌の良否と異物混入、砂かみ等が審査の主な対象であった。とくに大きな問題点となるものはなかったが、小さな砂かみが多かった。鈎肌は単に砂の粒度が小さければ良くなるものではなく、粒度配合がよく、水分も適量で十分エアレートされた砂でよくつき固められたものは、できればとしては良いと思う。それとともに、木型の仕上げがたいせつなことはいうまでもない。異物混入、砂かみは方案とも関連するが、道口系の工夫がもっと必要であろう。

3.4 切削面検査

切削加工面はリム部側面、外径、Vみぞ、ボス部側

面、穴内面で、内部欠陥としてせき別のひけが2点のほかやや分子の粗い製品がいくつかみられた。

3.5 歩留

歩留は鋳造方案とも関係がある。歩留をよくすると内外部欠陥、異物混入などの不良が多くなり、製品により限界がある。出品された製作品の歩留は表3に示すとおりである。今回の課題では揚りや押漏は不要と考えられるが、これらをつけたものが5点あり、歩留を悪くしている。不必要と思われる過大のシンカーや溝道などで歩留が低くなっているものも見うけられた。全体として80~85%の歩留であったが、総合審査結果の1~5位までは82~86%となっていた。

表3 歩留の分布

| 歩留% | 90以上 | 85~90 | 80~85 | 75~80 | 70~75 | 65~70 |
|-----|------|-------|-------|-------|-------|-------|
| 会社数 | 1 | 2 | 4 | 2 | 2 | 1 |

3.6 鋳造方案

鋳造方案は各社各様で相当工夫されていたことがうかがわれた。出品作品の方案を大別すると図2に示すa, bの2つになる。aのチョンガケの方法が、bの方法が75%となっており、うち5社は揚りや押漏がついている。また1点木型の半割にされているものもあった。上位1, 2位はbの方法で3~5位はaの方法を採用していた。

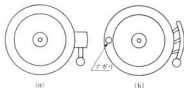


図2 鋳造方案



写真1 方案例

鑄造方案をたてるとき湯口、湯道、せきの関係を十分考えて砂かみ、異物混入を防止し、後処理を簡単にするなどいろいろ考慮してもらいたい。方案のなかには、湯口下のたまりがないものや砂がとばされやすい形のもの、せきが大きすぎたり逆に小さすぎたものがみうけられた。また、揚りや押湯をつけているのも目立った。方案がすぐれ総合でも1位となった製品を写真1に示す。湯口系も木型を使用していると思われ、湯道でかなりの異物をうかせているなど効果的な方案といえよう。

4. ま と め

以上鑄造技術コントロールの審査結果の概要を述べたが、製品はコントロール出品作だけあっていずれも努力のあとがみられる良品であった。総合的には逐年技術の進歩がうかがわれるが、鑄造方案について自社の技術を確立するよう努めなければならない。なお、出品作全体について共通したことであるが、いずれも平易な基礎的鑄造技術の欠除と思われるようなたて方向の寸法不良、中

子の移動による偏肉、砂かみ、FC20程度の強度不足などがみられた。このようなことは作業の慎重さが欠けるものと思われるが、今後改善するよう留意されたい。

東部地区の鑄造業界は西部地区にくらべ生産規模の小さいものが多く、機械の整備、技術者の補充など深刻な問題が山積しているなかで毎年鑄造技術コントロールを続けられた努力は高く評価されるものである。これまで実施された状況を見ると、課題、実施時の生産の状態などが影響したためか、参加数の増減があったが、自社の技術を評価し、よりよい製品をつくる技術を企業として蓄積するためには鑄造技術コントロールは有効な手段であるから今後もつづけて実施していただきたい。

本報告が鉄鉄鑄物製造に従事される中小工場のかたがたにとって製作上多少とも参考になれば幸である。

おわりにコントロールに関する貴重な資料を提供して頂いた福山地方鑄造工業共同組合に 対しお礼申し上げます。

隧道配水池築造工事における振動、騒音

機械工法と発破工法の比較

大 下 巖, 桧 垣 和 生

1. 緒 言

呉市水道局が給水能力の増強のため隧道配水池築造工事を施行するにあたり工事区域が病院に近接し、隧道直上には民家が密集しかつ急傾斜地域であるため無公害工法を採用すべく呉工試に機械工法、発破工法による騒音、振動についての意見を求められた。呉工試で保有する類似工事のデータを一覧し隧道掘削工事における公害発生要因の予測を行いボーリングマシンによる機械掘削を採用することになった。土木工事はとかく騒音、振動公害を起すことが多く、本報告はますます増加するであろう宅造、隧道、建築、採石工事の公害対策の資料とすべく本工事の進捗に合わせて随時騒音、振動の測定を行い効果の検討を行ったものである。

2. 工事の概要および築造地区の立地条件

呉市は昭和60年度の1日最大給水量を196,000 M³/Dayとし、当面昭和50年を目標に 37,000 M³/Day 増強の第5期拡張計画第1次事業（1日最大給水量155,000 M³/Day）を施行中であるが本隧道配水池はその一環の工事であり表1および図1、図2にその概要を示す。

本隧道は標高300米から500米の三津峰山、休山などの山頂が北東から南西に連なっている国立公園休山を東西に貫通するもので広島県南部から岡山県にかけて本邦最

表1 隧道配水池概要

| | | |
|---------|-------|------------------------|
| 総工事費 | | 782,000,000円 |
| 隧道延長 | 送水管隧道 | 550M |
| | 隧道配水池 | 1,706.6M |
| 配水池有効容量 | | 20,000M ³ |
| | 工 法 | 送水管隧道 TBMによる機械掘削工法 |
| 工 期 | 隧道配水池 | 発破工法 |
| | | 自47.10.16 至49. 3.31 |
| 施 工 | | 熊谷組 |

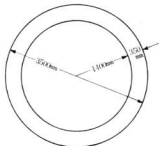


図1 送水管隧道断面



図2 隧道配水池概要

大の連続貫入岩体である広島花崗岩類が基盤をなしこれらの花崗岩が冷却しきれない時期に併入したと見られる花崗斑岩の岩脈が南北の向きに並走しており大別して花崗岩類と斑岩類に分別される。

花崗岩類には淡紅色のカリ長石の目立つ粗粒の花崗岩（花崗岩Ⅰ型）と、そのわりには風化の進んでいない中粒の黒雲母花崗岩（花崗岩Ⅱ型）と、僅かではあるが硬い細粒花崗岩と、優白緻密な半花崗岩とがありこの花崗岩類は隧道の7割を占めている。（図3）

送水管隧道として計画した西坑口から550Mは一般にかなり風化した粗粒花崗岩である。しかし西坑口より300M付近には西一南に急傾斜をもつ小丘陵（標高147M）があり、付近には花崗斑岩の岩脈が分布して急傾斜別崩危険指定区域となっている。

また、計画線上の地上部には多くの民家が密集し、昭和43年に本計画とはほぼ同位置に漏割された県営太田川東部工業用水道の導水トンネル施工にあたり、発破による公害が発生しており、住民の感情もかなり悪化しているが、本トンネルの西坑口である呉市宮原浄水場はすぐ西方に国立呉病院が隣接し、その北方は学校が存在している状況である。（図4、図5）

3. 築造工事に伴う公害発生要因の予測

3.1 発破工法による地盤振動

発破工法を採用する場合、地表に密集する家屋への影響が懸念される。

爆破作業による影響の目安として表2に筆者らが行った、山陽新幹線トンネル漏割工事、宅地造成工事、砕石場の発破工法に伴う地盤振動測定例のうちで、隧道掘削

工事と似通った事例を示す。

つぎに、この隧道工事を発破工法によるものとして、地表民家に到達する振動を実験式¹⁾で推定した。算定式は下記によった。

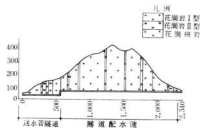


図3 隧道線上における地質断面図

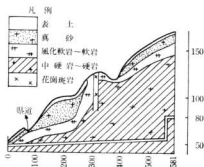


図4 汚水管隧道縦断面図

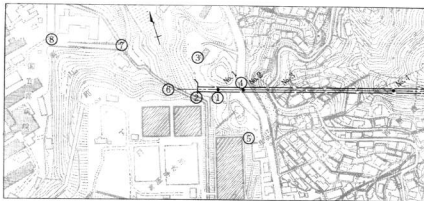


図5 西坑口附近平面図および測点

表2 発破工法による地盤振動の測定例

| 薬量 (kg) | 距離 (M) | 測定方法 | 振幅 (μ) | 速度 (cm/s) | 加速度 (gal) | 周波数 (Hz) |
|---------|--------|------|--------------|-----------|-----------|----------|
| 40 | 110 | 垂 直 | 0.7 | 0.01 | 0.90 | 18 |
| " | 50 | " | 3.5 | 0.04 | 4.50 | 18 |
| 42 | 100 | " | 6.0 | 0.04 | 2.92 | 11 |
| 50 | 186 | " | 11.0 | 0.06 | 4.43 | 10 |
| " | 175 | 水 平 | 20.0 | 0.19 | 18.10 | 15 |
| " | 200 | " | 11.0 | 0.10 | 9.90 | 15 |
| " | 100 | " | 31.0 | 0.39 | 50.00 | 20 |
| " | 70 | 垂 直 | 40.0 | 0.53 | 70.10 | 21 |
| " | 80 | " | 24.0 | 0.30 | 38.60 | 20 |
| 52 | 125 | " | 24.0 | 0.30 | 37.00 | 13 |
| 54 | 160 | " | 4.8 | 0.05 | 6.26 | 18 |
| 60 | 130 | 水 平 | 29.0 | 0.46 | 72.90 | 25 |

$$A = 0.043KC^{\frac{3}{2}}[0.07C - 0.007D + 0.001]$$

A: 振幅 cm

C: 薬量 kg

D: 距離 m

K: 免破点が裸岩, または地表上るとき 1/10

周波数は

硬岩 = 25 Hz

軟岩 = 15 Hz (ここでは 20 Hz として計算した。)

振動速度

$$V = 2\pi f \left(\frac{A}{2} \right) \text{ cm/sec}$$

A: 振幅 cm

f: 周波数 Hz

振動加速度

$$a = (2\pi f)^2 \frac{A}{2} \text{ cm/sec}^2$$

算定条件として発破工法での薬剤 1 進行を 1.5 M として, 火薬使用量は 2 kg/m³ と仮定し, 1 回装填薬量を 50 kg とみて, 切羽から地表までの距離(土被) 50~200Mに

表3 発破工法による推定振動

| 振源からの距離 (M) (土被) | 推定される地盤振動 | | | | | |
|---------------------|--------------|-----------|-----------|--------------|-----------|-----------|
| | 実測例より | | | 理論式より | | |
| | 振幅 (μ) | 速度 (cm/s) | 加速度 (gal) | 振幅 (μ) | 速度 (cm/s) | 加速度 (gal) |
| 50 | | | | 170 | 2.13 | 274 |
| 70 | 40 | 0.53 | 71 | 120 | 1.50 | 193 |
| 80 | 24 | 0.30 | 39 | 99 | 1.24 | 159 |
| 100 | 31 | 0.39 | 50 | 70 | 0.88 | 113 |
| 125 | 23 | 0.30 | 37 | 47 | 0.59 | 75 |
| 160 | 4.8 | 0.05 | 6.2 | 27 | 0.34 | 44 |
| 175 | 20 | 0.19 | 18 | 22 | 0.28 | 35 |
| 200 | 11 | 0.10 | 18 | 16 | 0.20 | 26 |

ついて, 地表での地盤振動を推定した。

表3に実験式による推定値と前述の実測値の比較一覧表を示す。

薬量50kgとして推定した地盤振動と, 実測値のそれは, 振動振幅で比較すると, 70Mでは約1/2, 100M, 125Mで約1/3, 土被が深くなると同じ次元を示す傾向にあるが, いずれにしても民家密集地帯の土被70Mあたりでは, 振動振幅, 加速度とも一般に許容される振動の限度(表3, 表4²⁾, 表5参照)をはるかに超えるものであり, 災害の生ずるおそれが多分にある。これは地表部の民家の密集, さらに付近一帯が急傾斜崩壊危険指定地区でもあり, また既住施工例(昭和43年太田川東部工業用水工事)からみても, 住民の苦情の殺到, 不安感の増大は必至とみられ, 発破工法による掘削は断念せざるを得ないであろう。

表4²⁾, 表5に振動の限度の目安となる各基準値を示す。

このような状況からみて, 地質的にも比較的軟らかく社会的問題, 工期短縮および安全性を目指す上でも, 経済的な難点はあるが本工事の場合, 機械掘削すなわち, トンネルボーリングマシンの採用が最良との結論に至ったものである。

TBM (Tunnel Boring Machine) 工法にも種々のものが考えられるが工事の規模, 機械の能力を勘案して, 本工事に採用したTBMは, 小松ロビンソン TM350Gであり, その概要は次のようなものである。(表6)

3.2 坑口周辺から発生する騒音の伝播

表7は本工事に使用される主要機械の騒音レベルを示したものである。

表4 震 度

| 震度 | 解 説 | 相当加速度 (gal) |
|-----|--|-------------|
| 0 | 人間に感じないが, 地震計には記録される | 0.8以下 |
| I | 静止している人や特に注意深い人だけに感じる程度 | 0.8~2.5 |
| II | 大ぜいの人に感じ, 戸障子のわずかに動くのがわかる程度 | 2.5~8.0 |
| III | 家屋がゆれ, 戸障子が鳴動し, 電灯がゆれ, 器内の水面が動く程度 | 8.0~25.0 |
| IV | 家屋の動きがはげしく, すわりの悪いものは倒れ, 歩いている人に感じ, 多くの人が戸外に飛び出す程度 | 25.0~80.0 |
| V | 壁に割目がはいる, 墓石が倒れ・煙突・石垣などが破損する程度 | 80~250 |
| VI | 家屋が倒壊し(倒壊率30%以下)地割れを生じ多くの人は立っていられない程度 | 250~400 |
| VII | 家屋の倒壊は30%をこえ, 山くずれ断層などが生ずる | 400 |

表5 東京都および大阪府における振動基準値

| 地域区分 | 昼 間 | | 夜 間 | |
|--------|------|--------|-------|--------|
| | (時) | (cm/s) | (時) | (cm/s) |
| 1) 東京都 | | | | |
| 工 業 | 7~20 | 0.15 | 20~23 | 0.11 |
| 商業・準工業 | " | 0.11 | " | 0.08 |
| 住 居 | 8~20 | 0.08 | | |
| 2) 大阪府 | | | | |
| 工 業 | 7~22 | 0.15 | 22~7 | 0.07 |
| 商業・準工業 | " | 0.10 | " | 0.05 |
| 住 居 | 8~20 | 0.05 | 20~8 | 0.03 |
| 工場適地 | 7~22 | 0.10 | 22~7 | 0.05 |
| その他 | 8~20 | 0.05 | 20~8 | 0.03 |

表6 小松ロビンス TM350G 諸元

| | | |
|---------|----------------------|---------------------------------|
| 掘削地質 | 岩 質 圧縮強度 | 軟岩~硬岩 100~2,000kg/mf |
| 掘 削 | 直 径 最小曲率半径 | 3.5M 80.0M |
| カッターヘッド | 推 力 回転速度 電動機出力 | 370 t 6 r p m 100KW x 4 台 |
| 推 進 | ストローク 速 度 | 1.1M 6 cm/min |
| グリップ | 押 付 力 | 520 t |
| 機 長 | 全 長 | 12M |

表7 トンネル掘削工事に使用される主要機械と騒音

| 機 械 名 | 騒音レベル d B(A) |
|--------------|--------------|
| T B M | 86 |
| シャットルカー | 105 |
| ディーゼルコンプレッサー | 98 |
| チェーンソー | 84 |
| ダンプトラック | 72 |
| ブルドーザー | 80 |

工事の現場においては、機械の何種類かの重合音、たとえば、TBMとディーゼルコンプレッサー、またはブルドーザーとシャットルカーの重合音とかで、最大100ホン程度の騒音が広散することになるものと思われる。この騒音が約80M隔てた浄水場敷地境界線上(図5参照)に到達した時の推定騒音は、距離による騒音の自然減衰を考慮しても66ホンを下ることはないと思われる。

当該地区は住居地区に指定された場所で、さらに北側

には国立疾病院を控え一般の住居地区の規制基準値より、なお5ホン減じた値が基準値となる特に静寂を要求される区域である。ちなみに広島県における住居地域の規制基準値は、朝夕が50ホン、昼間が55ホン、夜間が45ホンとなっている。このような地区で、坑口から伝播する騒音が66ホンを上回る騒音であることは建設公害の苦情の起爆ともなりかねないものである。

到達騒音を現状で50ホン以下に抑えるには16ホン以上の減音を計る必要があるが騒音防止の方法として、音源そのものの減音、または遮音、吸音による防音などが考えられるが、建設工事現場での完全遮音は現実的にほとんど不可能であり、本工事の場合、特に大きな騒音を発するジーゼルコンプレッサー、シャットルカーなどの減音を第一義に考えるべきであろう。そのためには、コンプレッサーについては、ジーゼルエンジン駆動を電気(モータ)に、シャットルカーの動力源はエアーから電気へ変更し、さらに騒音源と病院間の音源側に遮音壁を設置して諸機械から発生する騒音を音源側で極力遮断する方法を講じ、騒音公害の未然防止に留意した。

4. TBM 工法における振動、騒音の測定

昭和47年12月15日、TBM 工法による掘削を開始し、工事の進捗に合わせて振動、騒音の測定を行った。

4.1 測定位置および測定方法

振動、騒音の測定場所を図5に示す。

(イ) 振動はNo.1~No.4の4点を測定した。なお測点2および測点3では県道を通する自動車による地盤振動も併せて測定した。使用した振動測定器は次のようなものである。

広域振動計

公害用振動計

電磁式シログラフ

熱ペン式シログラフ

(ロ) 騒音の測定は図5に示すように坑口を取りまく、各測点8箇所で行った。

掘削工事における騒音は坑道が延長されても、坑口周辺における騒音レベルの変動は少ないとみられるため、3回の測定中、その最大値をとった。使用した騒音測定器は次のようなものである。

精密騒音計

高速度レベルレコーダー

5. 測定結果

5.1 振動

振動測定結果を表8、表9、表10および図6、図7に示す。

表8 TBMによる地盤振動

| 測点 | 振幅 (μ) | 加速度 (gal) | 速度 (cm/s) | 周波数 (Hz) | 備考 |
|-------|--------------|-----------|-----------|----------|----------------------|
| No. 1 | 1.20 | 0.93 | 0.11 | 14 | 坑口より 38M 土被14.5M |
| No. 2 | 1.08 | 1.23 | 0.12 | 17 | 坑口より62.5M 土被11.5M |
| No. 3 | 0.60 | 0.51 | 0.04 | 13 | 坑口より108M 土被40M |
| No. 4 | — | — | — | — | 坑口より302M 土被71.6M |

表9 車輛による地盤振動 (測点2)

| 通過車輛 | 振幅 (μ) | 加速度 (gal) | 速度 (cm/s) | 周波数 (Hz) |
|------|--------------|-----------|-----------|----------|
| バス | 0.84 | 0.27 | 0.05 | 9 |
| トラック | 0.36 | 0.09 | 0.02 | 8 |

表10 車輛による地盤振動 (測点3)

| 通過車輛 | 振幅 (μ) | 加速度 (gal) | 速度 (cm/s) | 周波数 (Hz) |
|------|--------------|-----------|-----------|----------|
| バス | 0.72 | 0.23 | 0.02 | 9 |
| トラック | 0.60 | 0.15 | 0.03 | 8 |

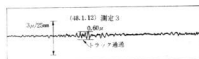
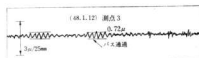
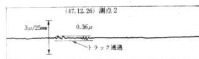
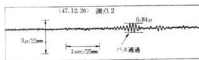


図7 車輛による地盤振動

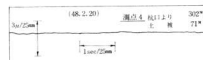
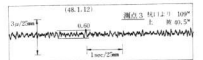
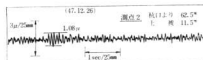
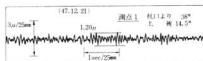


図6 T. B. Mによる地盤振動

坑口よりの距離38M, 土被14.5Mの軟弱地盤上での振動振幅は1.2 μ , 加速度で0.93 galである。これを地震表示に換算すると静止している人や、とくに地震などに注意深い人だけに感じる程度の微震である。

また振幅で比較しても、普通乗用車が通過したときの道路の振動程度であり、実害の生ずるおそれはないものと思われる。

測点2におけるTBMの振動は振幅で1.08 μ , 加速度1.23 galで、このとき原道を通るバスの振幅が0.84 μ を記録した。(表9)このTBMによる振動1.08 μ とバスによる地盤の振動0.84 μ は、この程度の振動においては有意差はないものと判断して差支えないものであろう。

測点3におけるTBMの振幅は0.60 μ , 自動車走行による振幅は0.72 μ と逆に、自動車の振幅の方が大きく表われるが、これらの振動は計器には応答するが人体にはまったく感知しない振動である。

土被66.6Mの測点4においては振動計にも感知しないものとなり、測点1~4を通じて、総じて無振動といえる程度のものである。

5.2 騒音

表11に工事区域の暗騒音, 工事初期の騒音レベル, および防音対策後の騒音レベルを示す。

工事初期における騒音の主因は、シャットルカーおよ

表11 工事前および工事中の騒音レベル
単位 dB(A)

| 測定場所 | 暗騒音 | 工事初期 | 動力源 変更後 |
|--------------|-----|------|------------|
| 1 隧道入口より30M内 | | 62 | 63 |
| 2 隧道入口 | 53 | 91 | 86 |
| 3 アパート側境界 | 62 | 65 | 64 |
| 4 宮原県道 | 64 | 68 | 64 |
| 5 | 50 | 58 | 56 |
| 6 | 53 | 65 | 58 |
| 7 病院側境界 | 52 | 71 | 53 |
| 8 | 48 | 55 | 54 |

備考 測定場所 5, 6, 8は図5参照

び、その空気源として使用されるジゼルコンプレッサーである。高域成分の音と、高圧空気の排出により生ずる低域成分の音が喧騒感および圧迫感を与えており、病院敷地境界線で71ホンを記録した。

改善後の騒音は表11に示すとおりで、病院側で暗騒音とほぼ同レベルの53~54ホンとなった。工事前の浄水場周辺の騒音レベルは50~55ホンで自動車走行などによる騒音が時折60ホンを越える程度であったが工事が進むと表11のごとく約15ホン程度の騒音増加がみられたが、現在のところ問題は生じていない。

6. 結 言

本工事における振動、騒音測定の概要を列記すれば次

のとおりである。

6.1 振動

TBM 工法による地盤の振動は地質および土被の高さによって差異はあるが軟弱地盤においても1 μ 程度の振動であり、総じて無振動といえ、振動公害発生のおそれはない。

6.2 騒音

(1) 本工事による騒音レベルの増加は、工事前に比べて、およそ15ホンである。

(2) 騒音レベルの大きなジゼルコンプレッサーなどは騒音防止に決め手がなく、市街地での使用は今後困難とならう。

(3) 材料の運搬などに使用される重車輦などの騒音は一般の交通騒音の域を出るものではないが、ブルドーザーの作業音については、音源の移動域が小さく固定騒音となりやすいので、排気消音器などの改良が望まれる。

おわりに本調査に対して協力をいただいた貝市水道局住吉弘張課長、ならびに神熊谷組益田技師に謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) 畑中：建設工学研究所報告 No.3
- 2) 和達、鈴木：騒音・振動、白亜書房(1966) 162

昭和48年10月20日印刷

昭和48年10月31日発行

編集発行

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)⑥643849

支場 〒720 福山市山手町砂畑

TEL 福山局(0849)⑥2732

印刷所 中本総合印刷株式会社

広島市大州5丁目1番1号

TEL ⑩4221代