

No. 3

March 1971

REPORTS OF

THE GOVERNMENT INDUSTRIAL DEVELOPMENT LABORATORY, HOKKAIDO

北海道工業開発試験所報告

第 3 号

昭和46年3月

工業技術院

北海道工業開発試験所

流動乾留・熱間成形法による無煙固体燃料の製造試験

目 次

石炭の加熱成形に関する基礎的研究.....	2
西野 浩, 武田 詔平	
小型連続装置による試験.....	10
河端 淳一, 田崎米四郎, 三井 茂夫	
成型炭強度についての一考察.....	16
河端 淳一, 田崎米四郎, 三井 茂夫	
微粉炭の加圧成型について.....	18
山口 弘, 弓山 翠, 出口 明, 平間 利昌, 藤岡 丈夫	
中規模連続装置による操業試験.....	22
無煙燃料研究グループ	
流動乾留の温度制御について.....	26
中田 二男	
固体燃料の媒煙発生性について (第 2 報)	30
石橋 一二, 野田 良男, 山田 勝利, 浜田 智夫	
家庭用石炭ストーブの燃焼試験.....	34
荒木 富安, 井戸川 清, 斉藤喜代志, 加藤 清	

北海道工業開発試験所
無煙燃料研究グループ

第 1 部

伊集院兼正, 西野 浩, 武田 詔平

第 3 部

*加藤 康夫, 山口 弘, 新川 一彦, 弓山 翠, 平間 利昌, 藤岡 丈夫, 出口 明
本間 専治, 三井 茂夫, 中田 二男, 工藤 一至, 河端 淳一, 田崎米四郎, 高崎 英雄
三浦 健一, 加藤 清

*現在 : 九州大学工学部応用化学科

流動乾留・熱間成形法による無煙固体燃料の製造試験

北海道の主要都市における冬期間の大気汚染が大きな都市公害問題となっているが、これは重油ボイラーからの亜硫酸ガスならびに一般家庭の暖房用石炭ストーブからの石炭ばい煙が主となる原因とされている。このようなばい煙の防止対策として北海道公害対策審議会が採り上げているのはつぎの2対策である。

- (1) ビルディング、工場・集団住宅を対象とする地域暖房の導入
- (2) 冬期の生活必需品である暖房用石炭の無煙燃料への転換

地域暖房については、札幌市中心部における導入計画がすでに実施の運びとなっている。しかし札幌市周辺部ならびに他の主要都市における家庭暖房については、北海道が産炭地である実情に即して無煙固体燃料の供給体制を早急に確立することが必要である。原料としては粉炭が中塊炭より現状では價格的に安い、家庭用を対象とする場合は成形工程を必要とし、成形ならびに乾留を2段で行なう場合は熱的に不経済で製造費が高くなる。このため石炭の加熱時における可塑性を利用して成形する。いわゆる熱間成形法によれば粘結剤は不要であり、また熱経済の面からも價格的に安く製造することができる。

北海道工業開発試験所では北海道開発庁からの研究依頼を受けて、昭和36年から昭和39年までは中小塊炭（粒度 5~25 mm）を原料として5 t/日の処理能力を有する外熱式堅型レトルトにより一連の連続試験を実施してその詳細についてはすでに報告したり。中小塊炭を原料とする場合には、製品である半成コークスの性状は嵩比重が小さく、燃料として使用するのに不利であり、また現状では石炭よりかなり價格的に高くなる。したがって有煙炭との価格差をできるかぎり縮めて中塊炭程度の価格で製造するためには、出発原料として微粉炭を使用した方が價格的に安くなるとの考えから、昭和40年以降3年計画で流動乾留・熱間成形法による製造試験を特別研究として実施してきた。

無煙固体燃料の製造に関して最近内外で活発な技術開発が進められている。無煙ブリケットの場合は、始

めにブリケットを造り後から熱処理するか、または始めに粉炭を乾留して熱間成形する方法が開発されている。欧州では天然に無煙炭が多量に生産される国においては、前者に関する熱処理方法としてイギリスにおける Phurnacite 法²⁾、ベルギー国立研究所 (Inichar) で開発した砂床炉法³⁾、フランスの Anthracine 法⁴⁾がある。後者の熱間成形法については、イギリスの石炭研究所 (Coal Research Establishment, N. C. B.) では1952年以来開発研究を実施して、1965年に企業化されている^{5)~7)}。また国内においても熱間成形に関する研究が発表されている。吉田氏は製鉄用コークスを目的として、前段の流動加熱炉は間けつ式で操業し、熱間成形によるブリケットをグレート炉で高温乾留した結果について報告している^{8)~9)}。また木山氏は加熱キルンにより微粉炭を 380°C に加熱して、ダブルロール成形機により熱間成形する一連の中規模装置による実験結果について報告している¹⁰⁾。

当試験所では前記方法とは異なり、攪拌流動層方式を採用し、流動ガスとして空気を使用し、ガス流速を小さくして安定な濃厚流動層により連続的に微粉炭を流動乾留して生成する乾留粉をダブルロール成形機により熱間成形するものである。

本報告は、中間試験の結果を中心として、それに関連する基礎から応用化に至る研究を総括したものである。

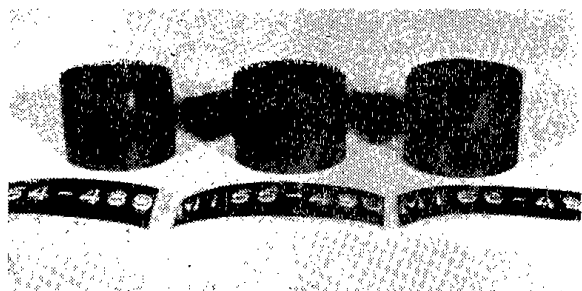
文 献

- 1) 北海道工業開発試験所報告、第1号、昭和41年5月
- 2) *Coke and Gas*, Jan., 1952
- 3) W. Reerink et al., *Brennstoff-Chem.*, Ckt., **46**, 330 (1965)
- 4) *ibid.*
- 5) D. H. Gregory, *Chemical Engineering in the Coal Industry*, p. 56, 1956
- 6) W. Idris Jones et al., *J. Inst. Fuel*, **35**, 404, (1962)
- 7) R. B. Sims et al., *World Power Conference Paper* 50, Tokyo, 1966
- 8) 吉田雄次他, *燃協誌*, **45**, 575 (1966)
- 9) *ibid.*, **46**, 610 (1967)
- 10) 木山正義, *燃協誌*, **45**, 610 (1966)

圖1 實驗裝置

それぞれ流量調整器（日本高圧製自動定圧定量調整器）を通じてガス混合器に送り、所定の酸素量に設定して、反応管中に送り込む。なお、実験開始前と終了後にガス取出口よりガスを採取して分析を行ない、実験中は酸素分析計で監視して、所定の酸素量に対し $\pm 0.2\%$ におさえた。

成形方法としては、熱処理炭を金型中に落下せしめた後、直ちに金型を手動式油圧プレスのテーブル上に置いて加圧成形した。所定の成形圧力に達する時間は約5秒間である。金型は円筒状で、内径20mmである。得られた成形炭（写真参照）は重量約5～6g、径約20mm、高さ 14.5 ± 0.5 mmの円柱状である。



4. 成形炭の強度測定

成形炭の圧縮強度は万能試験機（島津製）を用いて測定した。すなわち成形時と同一方向で圧縮し、成形炭の崩壊時の最高耐圧力（ kg/cm^2 ）を求めて、これを圧縮強度とした。なお強度測定において、高橋氏¹⁾ならびに石川氏²⁾らが成形炭の高さの異なるものは測定値の誤差を大きくすることを報告しており、実際に極端に高さの異なるものを測定すれば強度のバラッキが大きくなったので、同一条件で数個造り、成形炭の高さが前述の範囲に入るものを少なくとも2個以上について強度試験を行なった結果、そのバラッキは大部分 $10 \text{ kg}/\text{cm}^2$ 以内におさまった。なお熱処理条件により熱処理炭の圧縮率が異なるため成形炭の高さの調整には金型中に落下させる熱処理炭の量を条件により調節した。

5. 実験結果および考察

5.1 加熱成形試験

5.1.1 成形圧力の影響

当初、微粉炭の熱間における成形性の概要を知る目的で、成形しやすい条件、すなわち成形加圧時間を3分間とし、同一熱処理条件下で表1に示した試料炭の内6炭種を用いて予備的実験を行なった。

図2がその一例であり、熱処理温度 450°C で成形圧力を $150 \text{ kg}/\text{cm}^2$ から $1,500 \text{ kg}/\text{cm}^2$ に変化させた

場合の成形圧力と圧縮強度の関係を示した。

図に示すごとく、熱処理時間の短い場合は成形圧力 $150 \text{ kg}/\text{cm}^2$ では圧縮強度 $50 \text{ kg}/\text{cm}^2$ 程度の成形炭が得られ、成形圧力の増加とともに強度は増加し、全般的に成形圧力 $600 \text{ kg}/\text{cm}^2$ 以上では圧縮強度の増加がゆるくなり、 $900 \text{ kg}/\text{cm}^2$ 以上では圧縮強度が低下する傾向を示した。とくに粘結性の高い豊里炭では成形圧力 $1,200 \text{ kg}/\text{cm}^2$ 以上で得られた成形炭は亀裂が激しかった。これは発生するガスによる膨脹圧が高圧下で抑圧され、金型から成形炭を取り出す時に亀裂を生ずるものと考えられる。熱処理時間が長くなると、奔別および幌内炭では形状を崩さないものもできるが、強度測定ができない程もろく、成形性は良好でない。他の4炭種については成形圧力 $600 \text{ kg}/\text{cm}^2$ 以上で圧縮強度 $50 \sim 80 \text{ kg}/\text{cm}^2$ もが得られた。

この予備的な試験結果から、粘結性の低い炭種では強度の高い成形炭を得る条件範囲が狭いこと、全般的に、熱処理時間が比較的短い方が有利であること、また成形圧力 $600 \sim 900 \text{ kg}/\text{cm}^2$ が適当と推定されたので、以後の実験では成形圧力 $750 \text{ kg}/\text{cm}^2$ を標準とした。

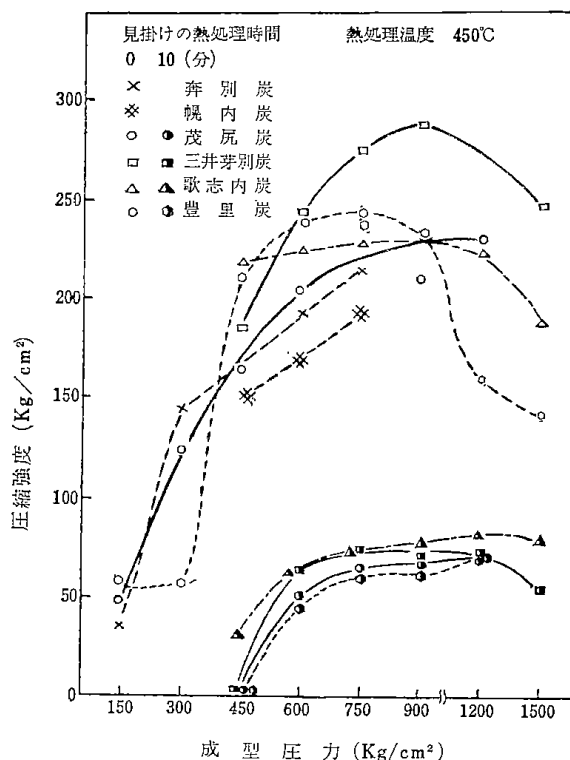


図2 炭種および成形圧力の影響
(加圧時間3分)

5.1.2 成形加圧時間の影響

工業的にはダブルロール成形機による加圧時間が短いことが予想されるので、つぎに加圧時間の影響を検討した。図3がその結果であり、加圧時間を0秒

(750 kg/cm² に達した瞬間に降圧する) より 180 秒まで変えて試験した。

図に示すように、加圧時間が長いほど強度は増加するが、加圧時間が 0 秒の場合でも、熱処理時間が短い (0~5 分) と 40~80 kg/cm² の成形炭が得られている。工業的にも、この程度の成形炭は十分製造できることが予想される。

なお、以後の実験では、実験操作上から、また得られる成形炭の均一性を考慮して、加圧時間は 10 秒間を標準とした。

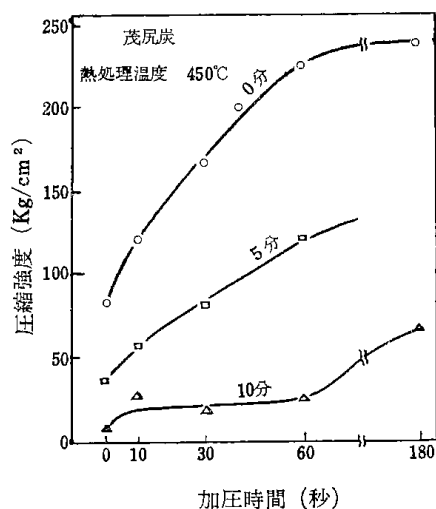


図 3 加圧時間の影響

5.1.3 金型温度の影響

金型温度については常温より 450°C まで変化させて実験を行なった。その結果が図 4 である。300°C 以下では亀裂を生じないが、成形炭の表面に光沢がなく、

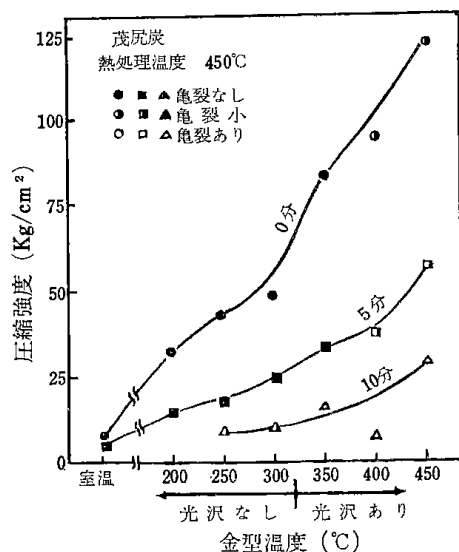


図 4 金型温度の影響

圧縮強度も低い。350°C になると強度も増加し、光沢も良好となる。この温度以上では強度は増加するが、成形炭の側面にわずかに亀裂を生ずる傾向がある。したがって、成形機の温度は少なくとも 350°C 以上あれば良好な成形炭が得られ、排出時の熱処理炭の温度をできるだけ降下させない方式を考えることが必要である。

5.1.4 加熱速度の影響

図 5 は熱処理時の加熱速度と圧縮強度との関係を示したものである。本装置で加熱状態の反応管中に石炭を装入してみたが、温度制御の面で正確な熱処理温度の維持が困難であったので、常温から所定の温度まで一定の加熱速度で加熱して実験した。工業的作業では連続的に石炭を装入するため、石炭は非常に急速な熱処理、いわゆるショックヒーティングを受けているものと考えられる。したがって、本装置で 11°C/min より最大の加熱速度まで試験し、その影響を検討した。

図 5 に示すごとく、加熱速度が早くなると得られる成形炭の圧縮強度は増加する傾向にある。このことは従来からいわれているごとく、急速加熱すると軟化熔融性が増大するためと考えられる。また Toynbee ら³⁾ は、熱ガス中で石炭の急速加熱を行なえば、可塑性の増加をよりよく調節し、実際の成形に应用できることを報告している。したがって、工業的には流動層のごとく急速均一加熱を容易に行ない得る方式のものが有効である。

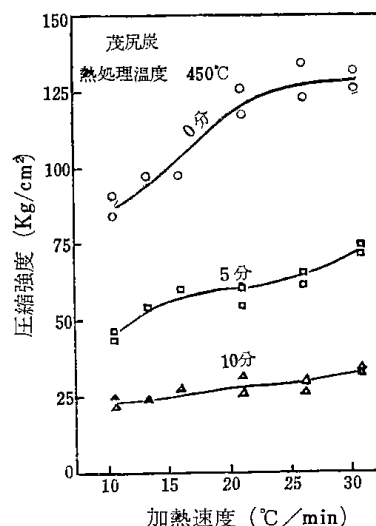


図 5 加熱速度の影響

5.1.5 流動ガスの影響

これまでは、流動ガスとして空気を用いた場合の実験結果について述べてきたが、工業的には燃焼廃ガスなどを用いることも考えられ、また強度の高い成形炭

が得られる条件範囲を広げるためには、成形時に必要な粘結性を酸化によって低下させない方が有利とも考えられるので、流動ガスとして空気の他に酸素濃度の異なる混合ガスおよび窒素ガスを用いて実験を進めた。

成形条件は前述のごとく、成形圧力 750 kg/cm^2 成形加圧時間10秒間、金型温度はできるだけ熱処理粉を冷却させないよう熱処理温度と同温度を標準とした。

この実験では、流動ガスの影響を検討するとともに最適熱処理条件も検討するために、熱処理温度を400, 425, 450, 475°C、見掛の熱処理時間を0, 5, 10分間とした。使用炭種は、表1の試料炭のうち、幌内、茂尻、空知、歌志内の各微粉炭である。

図6～12は各炭種につき横軸に用いた流動ガス中の酸素量を取り、得られた成形炭の圧縮強度との関係を示した。

(a) 幌内微粉炭

図6は幌内微粉炭の実験結果である。400°Cでは流動ガスの種類にかかわらず成形不能であり、図に示すごとく425°Cでは窒素雰囲気のみ成形可能であるが、圧縮強度は $10 \sim 35 \text{ kg/cm}^2$ で成形性は良好でない。450°Cでは熱処理時間0分の場合、酸素量5%で空気の場合に比較して圧縮強度がわずかに 15 kg/cm^2 増加するが、窒素雰囲気では逆に強度が低下した。熱処理時間5分の場合、酸素量15%以下で成形可能となるが、強度の増加はほとんどみられず、強度も低く、成形性が悪い。10分では成形不能であった。475°Cでは、熱処理時間0分の場合のみ酸素量5%以下で成形可能であるが、強度は約 20 kg/cm^2 程度で、成形性は不良である。したがって微粘結炭では450°C処理で、熱処理時間が極端に短い場合のみ、わずかに酸素量の影響が現われた。予備試験で推測したごとく、微粘結炭では強度の高い成形炭の得られる条件範囲が狭く、流

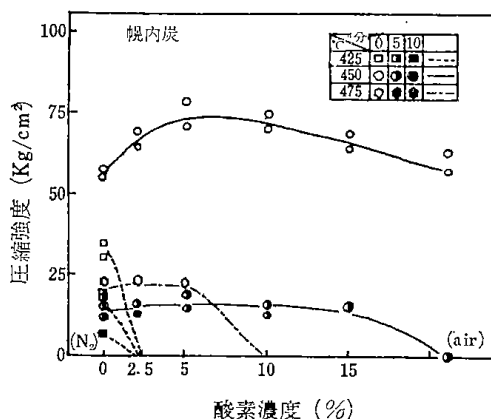


図6 流動ガスの影響

動ガスの種類にかかわらず、単味での加熱成形は困難と考えられる。

(b) 茂尻微粉炭

図7, 8は茂尻微粉炭の実験結果であり、図7は、400, 425°Cの低温側、図8は450, 475°Cの高温側である。図7に示すごとく、400°Cでは酸素量5%以下で成形可能であり、酸素量が減少すると強度は増加するが、圧縮強度は約 50 kg/cm^2 どまりで、成形性は良好でない。425°Cでは同様に強度は増加し、酸素量2.5～5%で空気の場合に比較し熱処理時間0, 5分で約 50 kg/cm^2 , 10分で約 30 kg/cm^2 増加するが、図8の450, 475°Cの高温側では熱処理時間0分の場合のみ酸素量の減少による強度増加が著しく、450°Cで約 80 kg/cm^2 , 475°Cで約 50 kg/cm^2 増加した。しかし

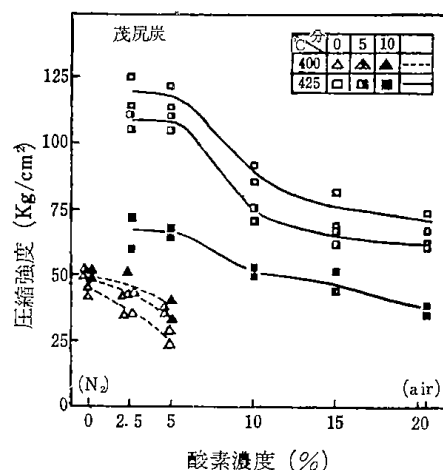


図7 流動ガスの影響

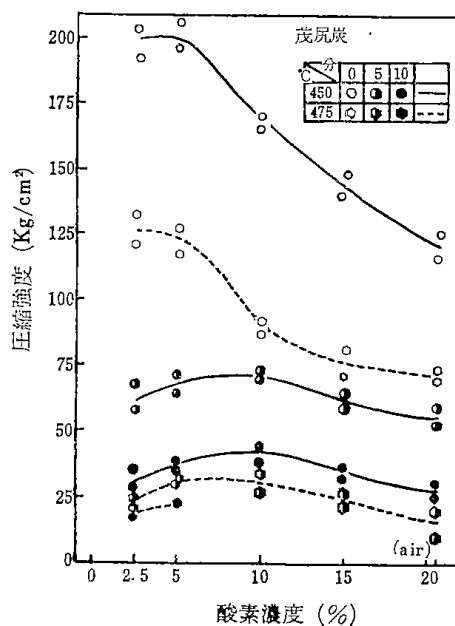


図8 流動ガスの影響

5, 10分と熱処理時間が長くなると酸素量減少による強度の増加は少なく, 10%以下の酸素量では逆に低下している。なお, 425°C以上で流動ガスとして窒素ガスを用いた場合, 粘着による団塊化が激しく, 流動層内が閉塞し, 熱処理不能となった。

(c) 空知微粉炭

図9および10は空知微粉炭の実験結果である。低温側では茂尻炭と同様に熱処理時間にかかわらず酸素量の減少とともに強度は増加しているが, 高温側では450°C処理で熱処理時間が0分の場合でも酸素量10%以下で強度の増加は少なくなり, 475°Cにおいては全く増加していない。熱処理時間の長い場合は茂尻炭と同様に強度の低下がみられる。なお, この炭種では, 450°C以上になると酸素量2.5%で層内閉塞を起こし

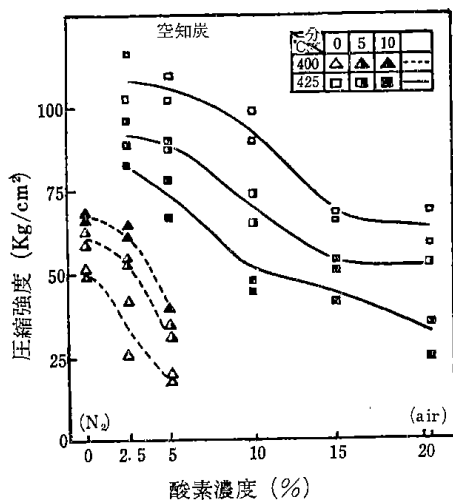


図9 流動ガスの影響

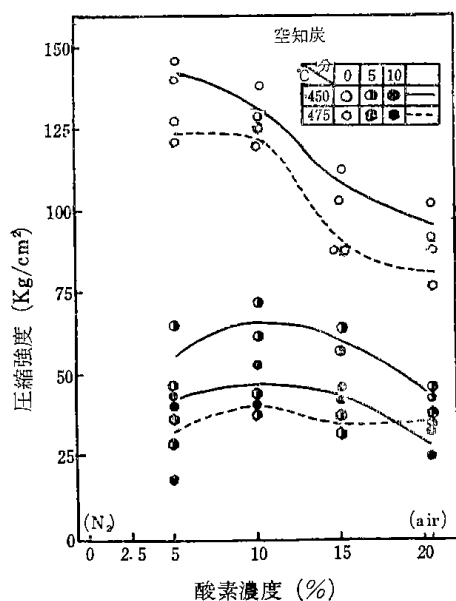


図10 流動ガスの影響

た。

(d) 歌志内微粉炭

図11および12は使用炭種の中で最も粘結性の高い歌志内微粉炭の実験結果である。この炭種では低温側の425°Cでも熱処理時間の長い場合, 酸素量15%以下では強度の増加がなく, 高温側ではとくに475°Cで熱処理時間が0分の場合でも強度の増加は著しく少なくなり, 長い場合はほとんど増加していない。この炭種でも空知炭と同様に450°C以上では酸素量2.5%で層内閉塞を起した。

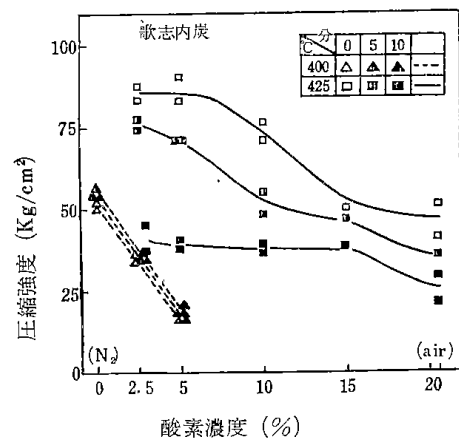


図11 流動ガスの影響

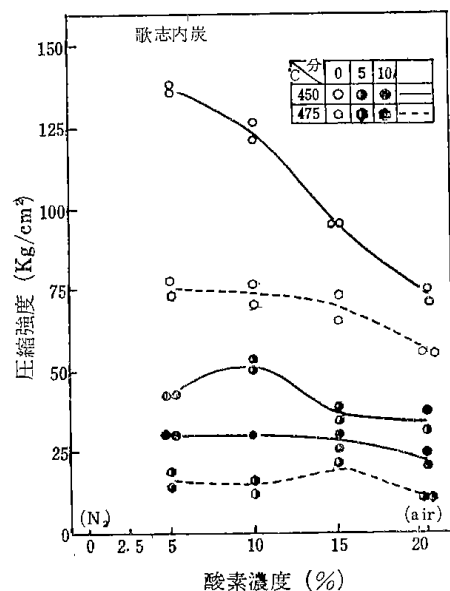


図12 流動ガスの影響

以上の結果から, 酸素濃度の減少により成形炭強度の増加をもたらす条件範囲があるが, 粘結性の高い炭種になるにしたがって, 高温でしかも熱処理時間が長くなると強度の増加を示さない酸素量の範囲があり, 酸素量が極端に減少するついでには層内が粘着により

閉塞する。

酸素量の減少による強度の増加については、酸化による粘結性低下が弱められるためと考えられ、熱処理炭の嵩密度を測定したところ、酸素量を減少していくと空気の場合に比較して低い値を示し、熱処理炭の容積増加すなわち膨脹が大きいことから粘結性を保持していることが推察できる。また、Bowling ら⁴⁾は、不活性雰囲気では空気の場合に比較してタール収率が多いことを報告しており、実際に酸素量を減少してゆくにしたいが、反応管冷却に附着するタール量が多いことが観察され留出タールのバインダー的作用が大きいと考えられる。

さらに、一定酸素量以下になると強度の低下を示す条件範囲では、生成する熱処理炭を顕微鏡下で観察すると、石炭粒子が相互に融着し合い団塊化していく現象がみられ、この団塊化が成形性に悪い影響を与える一因となっているものと考えられる。

すなわち、成形に際しては、石炭粒子自身の粘着力が働くためには粒子間の接触面積が大きいことが必要であり、団塊化で大きな粒子となるため成形時における粒子間の接触面積が小さくなるものと推察される。

全般的には、酸素量の少ない流動ガスを用いれば、強度の高い成形炭を得る条件範囲が拡大できる可能性があり、工業的には燃焼廃ガスなどの利用の面からも有効なことが考えられる。しかし粘結性の高い炭種を用いる場合、層内の粘着によるトラブルを考慮し、また内熱方式を採用する場合には適正な酸素量を選ぶ必要がある。

5.1.6 熱処理温度の影響

茂尻微粉炭に例をとり、5.1.5の結果に基づいて、横軸に熱処理温度をとり、圧縮強度との関係を示したのが図13である。

流動ガスの種類にかかわらず、熱処理時間0分の場合は450℃に強度のピークがあるが、5、10分と長くなると425にピークが移動している。なお、この図は強度の高い成形炭が得られる条件範囲を示しており、熱処理時間が0分の場合は425～475℃、5、10分の場合は425～450℃と範囲が縮まる。したがって、工業的には滞留時間が比較的短い場合は熱処理温度を450℃長い場合は425℃に設定する方が有利と考えられる。

5.1.7 熱処理時間の影響

図14および15は横軸に前述の見掛けの熱処理時間を取り、その影響を検討したものである。流動ガスの種類にかかわらず、400℃においては熱処理時間とともに強度はわずかに高くなる傾向がみられるが、425℃以上

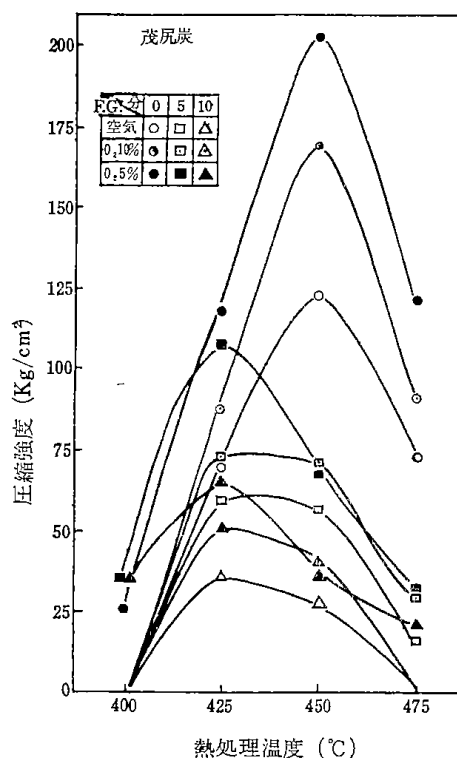


図13 熱処理温度の影響

では熱処理時間が長くなると強度は低下し、425℃ではその低下率が少ないが、450、475℃の高温側になると強度の低下が著しいことがわかる。

これは加熱時の温度および時間による可塑状態の変化が関連していると考えられる。Krevelen⁵⁾、Oxley⁶⁾が400～480℃間の一定温度での Gieseler 試験で示しているように、温度が上昇するにしたがって流動

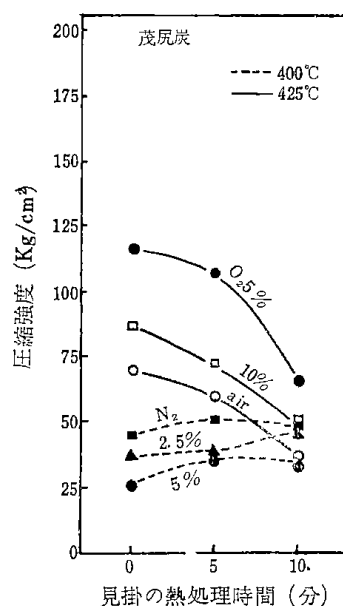


図14 熱処理時間の影響（低温側）

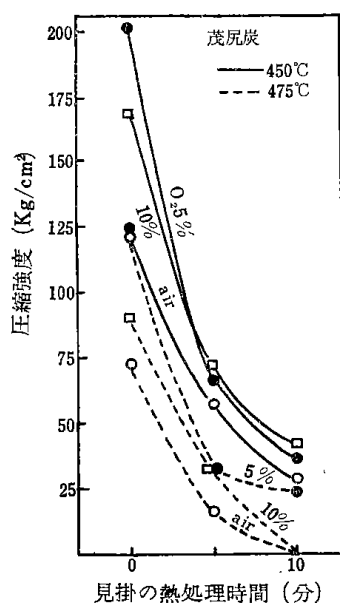


図15 熱処理時間の影響（高温側）

度が高くなるが、可塑流動状態を保持している時間が短くなることから理解できる。また、高温で時間が長くなると成形性の悪くなることは、粘結性に関連の深いと考えられている低分子の揮発または重合する量が多くなるためと考えられる。

なお、実験中に得られた成形炭の見掛密度と圧縮強度との関係については、見掛密度1.15以上あれば圧縮強度 50~80 kg/cm² となり、良好な製品が得られると推定できる。

以上、熱処理炭の加熱成形試験について述べたが、加熱成形においては、冷間成形法と異なり、石炭の熱処理過程における可塑流動特性、留出タール量、成形時の石炭粒子相互の接触面積等が相互に関連して成形性を左右しているものと考えられる。その他 Iyengar

ら⁷⁾は褐炭の加圧成形（常温、バインダー使用）において水素結合が成形性に重要な役割を果たしていることを指摘しており、熱処理時における石炭粒子および留出タールの複雑な化学構造上の変化も成形性に関連する重要なファクターと考える。

5.2 熱処理炭の性状

無煙燃料としての性状を検討するために、各種熱処理条件下で得られる熱処理炭の残留揮発分、発熱量、着火温度、粘結性等を測定した。

表2に熱処理炭の工業分析値を一例として茂尻炭について示した。図16に熱処理条件による残留揮発分(d. a. f.)変化を空気および酸素量5%の流動ガスを用いて処理した場合について示してあるが結果は殆んど差がなく強度の高い成形炭の得られる条件範囲で揮発分は25~30%であった。したがって成形炭の揮発分は最低25%まで減らすことができる。Idris Jones⁸⁾の報告では完全無煙となるのは揮発分23%とされている。これと比べ幾分高いが、ほとんど無煙となり、ばい煙防止の無煙燃料としては十分であると考えられる。

図17は発熱量と揮発分との関係を示してあり、原炭に比較して低下するが、酸素量5%処理の方が酸化による発熱量低下が少なく、約 150 kcal/kg 程度高い。

図18は着火温度（熱天秤法、自然通風、加熱速度 6°C/min）と揮発分との関係を示してあり、揮発分 25~30%で着火点は310~330°Cの範囲にあり、着火性は良好といえる。

粘結性はボタン法で測定し表3に示してあり、酸素量5%処理の方が幾分高いが非粘結炭と同程度であり家庭用燃料として燃焼時のトラブルはないものと考えられる。

表2 熱処理炭の工業分析値

熱処理温度 (°C)	熱処理時間 (分)	水分 (%)		灰分 (%)		揮発分 (%)		揮発分 (d. a. f.)		発熱量 (kcal/kg)	
		空 気	O ₂ 5%	空 気	O ₂ 5%	空 気	O ₂ 5%	空 気	O ₂ 5%	空 気	O ₂ 5%
425	0	3.0	2.3	18.3	19.0	26.8	27.8	34.1	35.3	6,433	6,440
	5	1.7	2.3	19.0	19.7	24.4	24.6	31.0	31.8	6,266	6,420
	10	3.0	2.3	19.8	19.6	21.9	22.1	28.3	28.3	6,106	6,314
450	0	3.0	2.2	19.1	19.6	22.7	23.7	29.2	30.4	6,203	6,350
	5	3.6	2.6	20.1	20.0	19.3	18.7	25.3	24.2	6,004	6,170
	10	4.3	2.6	19.1	20.5	17.4	17.5	22.7	22.7	6,087	6,134
475	0	3.4	2.4	21.6	22.0	18.2	18.5	24.3	24.5	6,170	—
	5	4.2	2.7	21.8	22.0	15.7	15.6	21.3	20.8	5,805	5,934
	10	4.5	3.1	21.8	22.3	15.5	15.5	21.3	20.8	5,673	6,110

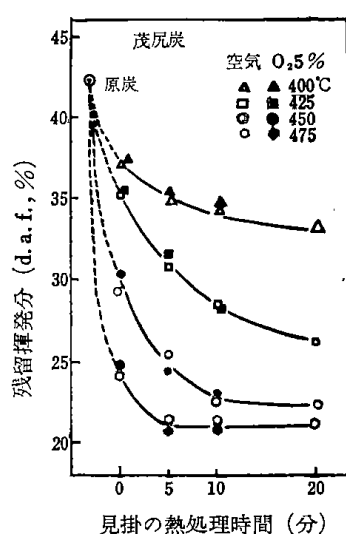


図16 熱処理炭の揮発分

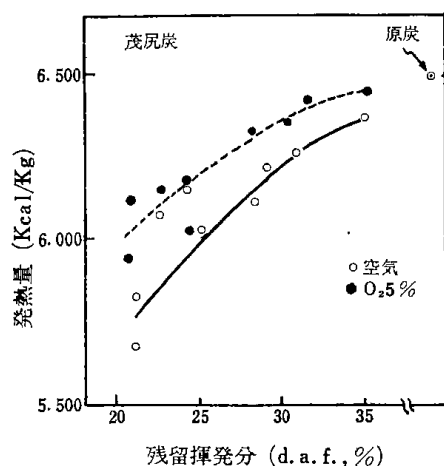


図17 熱処理炭の発熱量

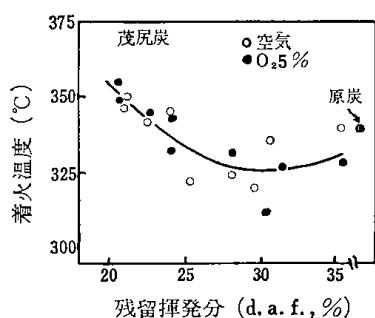


図18 熱処理炭の着火温度

表3 熱処理炭のボタン指数 (炭)

流動ガス 熱処理 温度(°C)	空 気			O ₂ 5%		
	時間(分)	0	5	10	0	5
425	1½	1	0	1½	1½	1
450	1	0	0	1	0	0
475	0	0	0	0	0	0

6. 総 括

以上、昭和40年以来、実験室的規模で行なってきた熱処理炭の加熱成形についての基礎実験の結果を述べてきたが、その要点を総括的に記すとつぎのとおりである。

1) ボタン指数が3~6½程度の弱粘結性の場合に圧縮強度の高い成形炭を得る条件範囲が広い。

2) 熱処理温度は425~450°Cが適当であり、熱処理時間の比較的短い方が圧縮強度の高い成形炭が得られるが、熱処理時間が比較的短い場合は450°C長い場合は425°Cに近づけた方が有利である。

3) 成形圧力は600~900 kg/cm²が適当と推定され、金型温度は350°C以上あれば圧縮強度の高い成形炭が得られる。

4) 低温側(400, 425°C)では、熱処理時間にかかわらず流動ガス中の酸素濃度減少により成形炭の圧縮強度は増加するが、高温側(450, 475°C)では熱処理時間の短い場合にのみその傾向が著るしかった。全般的に酸素濃度の少ない流動ガスを用いれば成形性を改良できる。

5) 粘結性の高い炭種では、熱処理条件により一定酸素濃度以下で流動層内閉塞を起こし、流動化が阻害される条件範囲がある。

6) 製品は無煙燃料として十分使用できる性質を備えている。

文 献

- 1) 高橋健夫他, 燃協誌, 27, 78 (1948)
- 2) 石川馨, 工化誌, 52, 217 (1949)
- 3) P. A. Toynbee et al., Fuel, 36, 76 (1957)
- 4) K. McG. Bowling et al., J. Inst. Fuel, 34, 99 (1961)
- 5) D. W. Krevelen et al., Fuel, 35, 462 (1956)
- 6) G. R. Oxley et al., ibid., 37, 19 (1958)
- 7) M. S. Iyenger et al., ibid., 36, 76 (1957)
- 8) W. Idris Johns et al., J. Inst. Fuel, 35, 404 (1962)

小型連続装置による試験

ま え が き

石炭を乾留すると、図1に示すように、400°C付近から揮発分が脱離して、500°Cで大半、600°Cでほとんどが出つくしてしまう。この中に、いわゆる、媒煙性の原因となる一次タールが存在しているので、低温乾留をすればよいことは明らかである。420°C近傍の温度では、僅かの温度差が、成品揮発分に著しい差を与えること、強度についても同様であるから、どうしても5°C以内の精度が必要とされる。

ここで、すでに東工大白井研究室で試みておられたところの攪拌流動層に着目したのであるが、これは次のような点で、この目的によく適合した装置であった。

まず、ガスの分散板に目皿を用いているので、噴流層に比べると、反応率が高く、また攪拌によって、局部発火などを防ぐことができ、しかもそのための動力は僅少である。もちろん、最も良い点は、温度制御が容易なことである。検出端の感度を高くして、適切な調節計を用いれば、簡単な給炭量制御方式で、充分な精度が得られる。層内の温度分布もほとんど無いか

ら、材料的にもきわめて安易に考えてよい。また、装置が簡明であるから、スケールアップにも充分耐えるものと考えた。

この章では、内径 10.5 cm の小型連続装置を用いて実験を行ない、熱収支、物質収支、操作条件、制御法、成形品強度について検討する。

原 料

実験試料として北海道の北空知地区における弱粘結

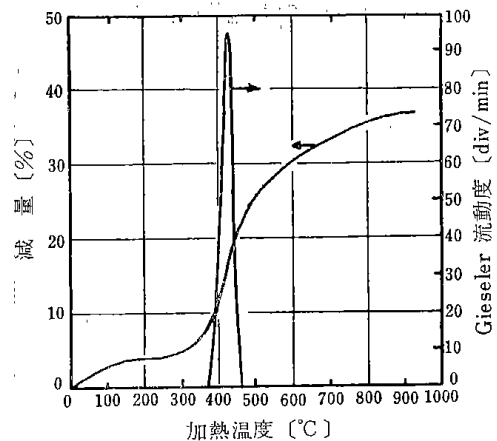


図1 石炭の流動度と熱天秤曲線

表1. 使用石炭の性状

炭 種	茂 尻	砂 川	赤 平	空 知
工 業 分 析				
水 分 wt. %	2.0	2.5	2.4	2.1
灰 分 wt. %	15.7	12.3	10.3	15.4
揮 発 分 wt. %	35.8	38.4	37.7	36.0
固定炭素 wt. %	46.5	46.8	49.6	46.5
最小流動化速度 cm/sec(N.T.P)	9.0	4.5	7.0	8.0
ポタンナンバー	3	4	5	4.5
粒 度 分 布				
+16 mesh wt. %	—	—	—	2.0
—16+28 "	12.9	2.1	8.4	10.7
—28+48 "	46.6	20.8	36.2	30.6
—48+80 "	25.6	30.2	29.7	28.2
—80+170 "	10.1	27.1	18.3	18.9
—170 "	4.8	19.8	7.4	9.6

C_{pe} : 総括比熱 [kcal/kg·°C]

q_i : 乾留炉壁からの正味の入熱量 [kcal/m²·hr]

反応酸素量 x は乾留温度, 空気流速, 層高, 分散板, 石炭の粒径の函数であり, 本実験では図3に示す実験結果を得た。反応酸素量は乾留ガスを溢流管の上部で採取し, ガスクロで未反応酸素量を分析して計算

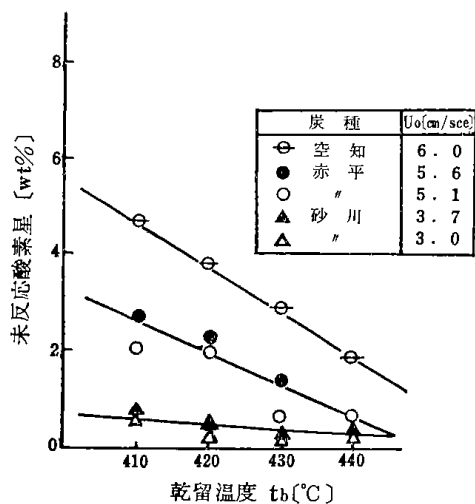


図3 乾留温度と未反応酸素量

により求めたもので, x は 0.18~0.23 の範囲内にあり, (2)式の左辺第1項における括弧内の x は 0.2 としても H_r が大きいので, 2%以内の誤差しか生じない。したがって(2)式をつぎのように考えることができる。

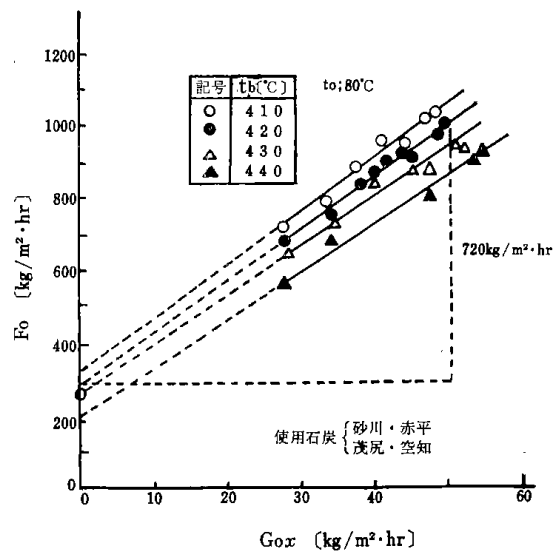


図4 G_{0x} と F_0 との関係

表2. 物質収支とガス分析

炭種	実験条件		物質収支 (wt.%)				ガス分析 (vol.%)				
	t_b (°C)	U_o (cm/sec)	乾留粉	タール	水分	ガス	O ₂	N ₂	CO	CH ₄	CO ₂
空知	410	6.1	90.8	1.0	3.8	1.7	4.5	84.0	1.7	0.5	5.5
	420	"	89.0	2.4	3.9	2.4	3.7	83.9	3.2	0.8	—
	430	"	86.8	2.9	3.9	2.8	2.8	83.0	3.3	1.4	—
	440	"	84.8	3.5	3.6	2.6	1.8	81.6	3.3	1.9	5.5
	450	"	82.0	5.1	3.0	2.9	1.7	81.9	2.4	2.1	6.0
赤平	410	5.5	85.5	1.7	4.8	3.0	2.1	83.7	2.3	1.2	—
	"	5.6	84.8				2.6	84.2	2.3	1.0	—
	420	5.1	84.8	2.8	5.0	3.2	1.9	83.6	2.5	1.3	—
	"	5.6	84.4				2.2	82.4	2.7	1.8	—
	430	5.1	81.8	2.5	4.9	3.2	0.7	79.9	4.1	1.9	—
	"	5.6	82.3				1.3	81.8	3.9	1.5	—
	440	5.1	80.0	4.6	4.9	3.4	0.7	81.9	3.4	2.3	—
	"	5.6	78.5				0.3	79.0	4.2	3.3	—
砂川	410	3.0	84.7	2.0	4.3	4.7	0.6	84.2	3.5	2.0	—
	"	3.7	84.6				0.7	84.1	3.5	1.8	—
	420	3.0	83.6	2.8	4.5	5.4	0.2	81.4	4.4	2.7	—
	"	3.7	83.6				0.5	83.4	3.8	2.6	—
	430	3.0	81.2	2.8	4.5	5.3	0.1	80.6	4.6	3.8	—
	"	3.7	81.4				0.2	83.6	3.9	2.2	—
	440	3.0	79.9	3.1	5.4	6.4	0.3	80.5	3.8	3.9	—
	"	3.7	78.2				0.4	81.0	3.5	4.1	—

$$F_0 = G_0 x \left\{ \frac{H_r - 5 C_{pa}(t_b - t_a)}{C_{pe}(t_b - t_0)} \right\} + \frac{q_i}{C_{pe}(t_b - t_0)} \dots (3)$$

(3)式によって実験結果を整理すると、 F_0 と $G_0 x$ との関係は炭種に関係なく図4および図5に示すよう

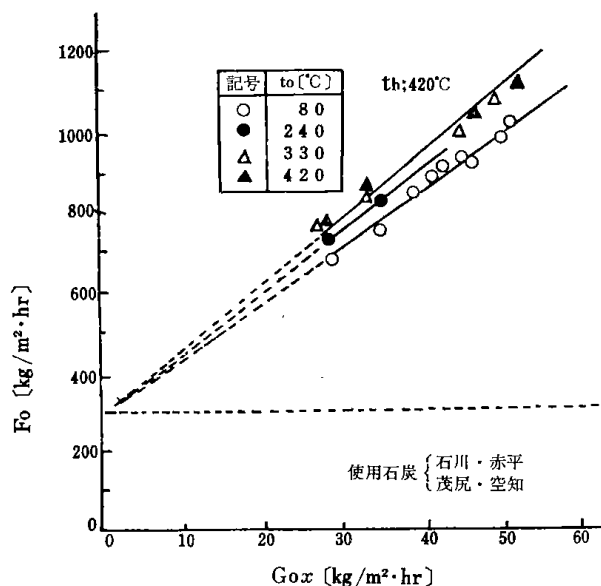


図5 $G_0 x$ と F_0 との関係

になった。両図において縦軸を切った点までの処理量 F_0 は外熱による分であり、この点より上部の F_0 は反応熱による処理量である。たとえば、 $t_b = 420^\circ\text{C}$, $t_a = 80^\circ\text{C}$, $U_0 = 6.0 \text{ cm/sec}$, $x = 0.2$, $q_i = 0$ の場合における処理量は図4により約 $720 \text{ kg/m}^2 \cdot \text{hr}$ となる。ここで U_0 は常温、常圧における空塔速度 $[\text{cm/sec}]$ である。図4における $G_0 x = 0$ の実験値は乾留温度 420°C で窒素雰囲気で行なった実験結果であり、空気を用いた実験結果を外挿した点と非常によく一致を示している。

(2) 反応熱および石炭の比熱

(3)式を用いて図4と図5の直線の勾配から H_r と C_{pe} とを求めると、平均値として H_r は約 $2,900 \text{ kcal/kg-O}_2$, C_{pe} は約 $0.45 \text{ kcal/kg} \cdot ^\circ\text{C}$ となる。不飽和炭化水素 (C_nH_{2n}) が完全燃焼した時の燃焼熱は約 $3,200 \text{ kcal/kg-O}_2$ であるが、石炭の分解熱および H_r を算出する時の仮定を考慮すれば、ほぼ妥当な数値である。石炭の比熱については揮発分約46%の外国炭の 450°C までの平均比熱は約 0.4 である。本実験試

表3. 乾留粉の工業分析

炭 種	実 験 条 件		工 業 分 析 [%]			
	$t_b [^\circ\text{C}]$	$U_0 [\text{cm/sec}]$	揮 発 分	固 定 炭 素	灰 分	水 分
空 知	410	6.1	29.5	53.0	16.0	1.5
	420	"	29.8	54.7	13.2	1.3
	430	"	27.4	54.1	16.7	1.8
	440	"	26.3	56.5	15.9	1.4
	450	"	23.7	55.4	19.4	1.5
赤 平	410	5.1	30.1	55.5	12.5	2.0
	"	5.6	30.0	54.1	14.1	1.8
	420	5.1	27.4	55.0	15.5	2.2
	"	5.6	28.1	55.5	14.3	2.1
	430	5.1	26.2	56.3	14.9	2.6
	"	5.6	26.3	55.7	15.6	2.4
	440	5.1	24.6	60.2	12.7	2.5
	"	5.6	25.4	57.0	15.1	2.4
砂 川	410	3.0	28.4	56.0	13.4	2.2
	"	3.7	29.0	56.0	12.9	2.5
	420	3.0	26.8	57.1	13.5	2.6
	"	3.7	27.4	57.9	12.5	2.3
	430	3.0	25.8	58.7	13.6	1.9
	"	3.7	26.4	58.6	12.8	2.2
	440	3.0	24.5	58.8	14.0	2.8
	"	3.7	24.0	59.0	14.4	2.7

料の揮発分も約46~49%, 水分は約2%であるので実験値により求めた C_{pe} はほぼ妥当な値と思われる。図4および図5で示した実線は以上求めた C_{pe} および H_r を用いて引いたものである。

(3) 物質収支

乾留粉の収率は図6に示すように、同一空気流速では乾留温度が高くなると小さくなる。生成物の収率を表2に示す。なお乾留粉の収率は溢流管からの排出量タールおよび水分は冷却器を通過した後の捕集量、粉塵は集塵器による捕集量である。

(4) 乾留粉の工業分析および嵩密度

乾留粉の工業分析値を表3に示す。乾留粉の揮発分は乾留温度、石炭の滞留時間に依存するが、平均滞留時間 θ が4~8分と差があまりない場合には乾留温度と揮発分との関係は図7のようになる。石炭の無煙性は揮発分のほぼ2乗に比例し、揮発分20%で完全無煙といわれている。乾留粉の嵩密度と乾留温度との関係を図8に示す。

(5) 成形炭の強度

成形炭の強度は成形圧力、成形時の加圧時間、乾留

粉の温度により変化するが、本実験においては成形圧力 1.0 t/cm^2 、加圧時間10秒、乾留粉の温度は炉から排出直後の温度 400°C とした。このような条件による成形炭をアムスラー試験機によって成形方向に圧縮して圧縮強度を求めた。その結果を図9および図10に示す。

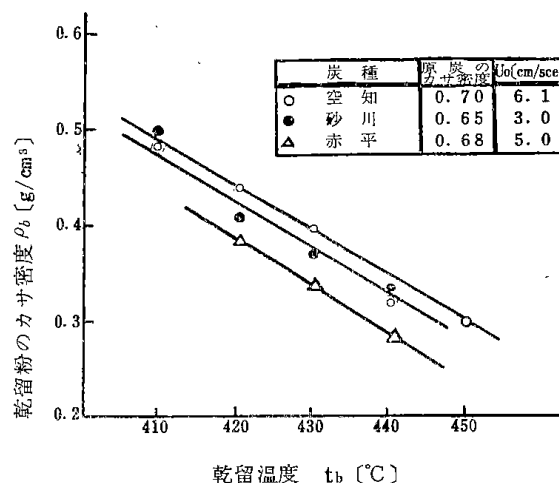


図8 乾留温度と乾留粉のかさ密度

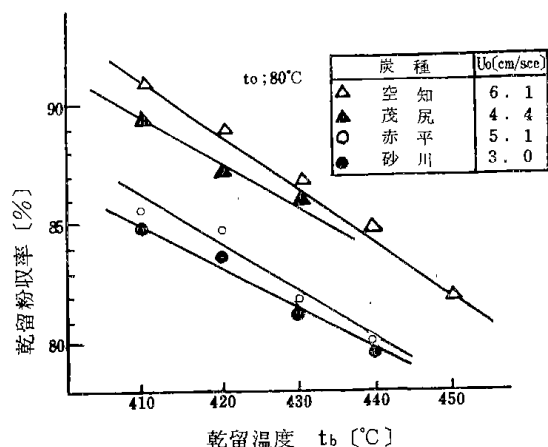


図6 乾留温度と乾留粉収率

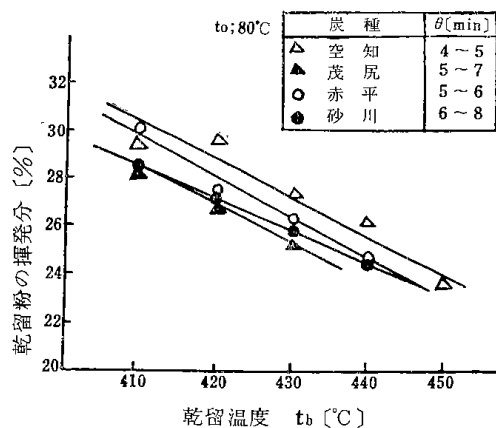


図7 乾留温度と乾留粉の揮発分との関係

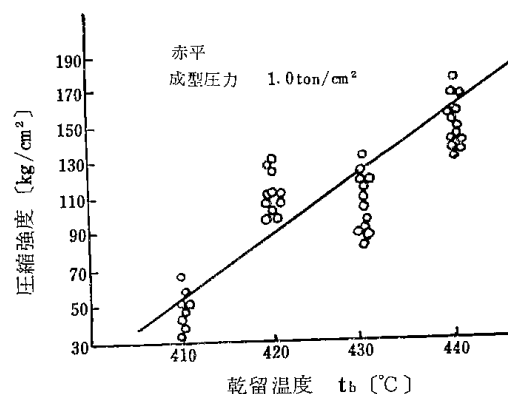


図9 乾留温度と成型品強度

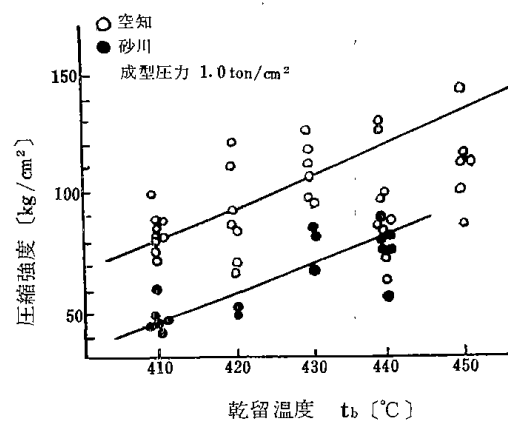


図10 乾留温度と成型品強度

図10においては、砂川炭の強度が他の炭種の強度より小さいのは炭種そのものによると考えられるが、本実験の範囲では乾留温度を高くすることによって強度も増加し、いずれの炭種においても無煙固体燃料とし

ては十分な強度を有するものを造ることが可能である。なお成形炭の比重は乾留温度に関係なく大体一定で約1.1である。

成型炭強度についての一考察

本文に於ける成型炭の強度については、単に乾留温度との関係でのみ考え、乾留後のハンドリングによる乾留粉の温度変化が強度に与える影響については触れなかった。又、砂川炭の強度が他の炭種の強度より小さいことについても単に「炭種によると考えられる」としたのみであった。その後、上記のことについて補充実験を行ない、考察を加えたので詳述する。

表1 使用石炭の性状及び420℃乾留粉の成型品強度

炭種		工業分析 [%]				ポタ ンナ ンバ ー	U_{mf} [cm/ sec]	P_{420} [kg/ cm ²]
		水分	灰分	揮発分 (d.a.f.)	固定 炭素			
砂川	a	2.5	12.3	45.0	46.8	4	4.5	50
	b	2.0	14.9	45.3	45.4		7.0	113
空知	a	2.1	15.4	43.6	46.5	4~	4.0	114
	b	2.1	15.4	43.6	46.5		8.0	100
赤平	a	2.4	10.3	43.2	49.6	5	4.0	109
	b	2.4	10.3	43.2	49.6		7.0	110

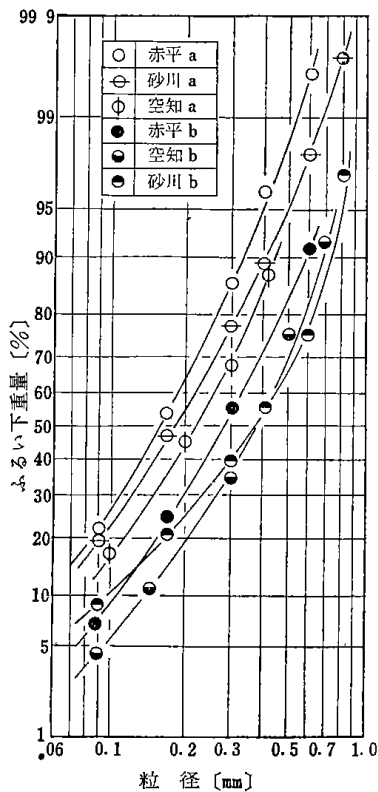


図1 使用石炭の粒径分布

1. 炭種と強度

使用した石炭の性状と、420℃で乾留し、成型した成型品の強度 (P_{420}) を表1に、粒径分布は図1に示す。粒径の細かい方をa, 粗い方をbとした。表1に示した様に空知及び赤平炭については粒径分布が違ってても成型品の強度に有為の差はないことから、砂川炭についての強度差は、粒径分布の違いによっているのではなく、石炭そのものの性質、特に乾留過程で受ける熱的变化に差があることが推測される。そこで、ギ

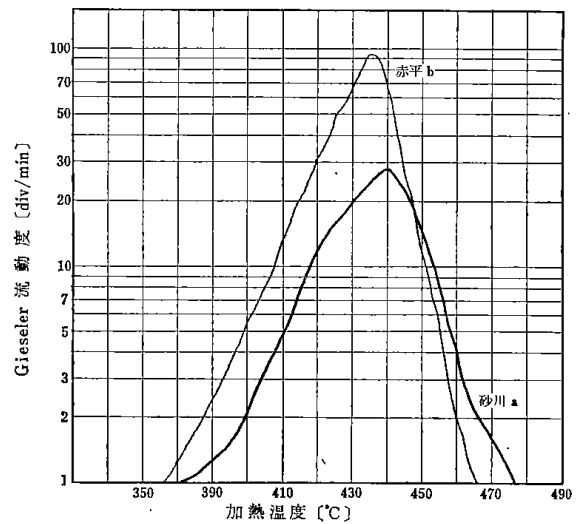


図2 流動曲線

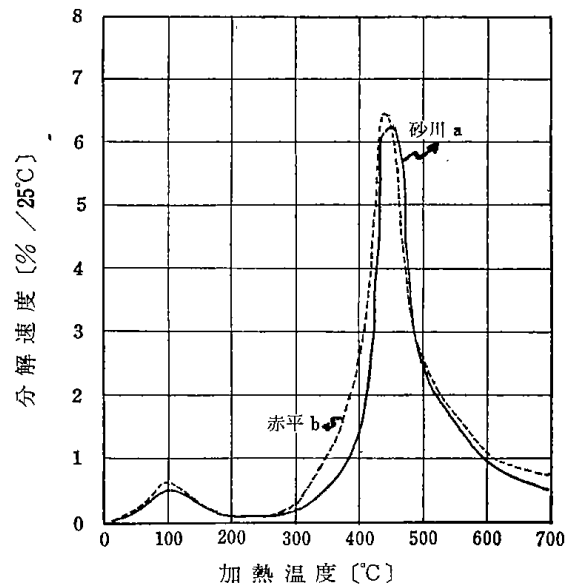


図3 熱天秤曲線

スラー流動度，熱天秤による石炭の熱分解の状態を調べ，その例をそれぞれ図2，図3に示した。他の石炭についても同様な試験を行ない表2にまとめた。強度の小さい砂川aについての値と，他の石炭の値との間には明らかに差があることが分る。図3に示した 350～500℃ の間の急激な重量減少は，比較的低分子の物質の熱分解から生じているものであり，この量が多い程軟化熔融しやすい。表2によれば最高流動度を示す温度と分解速度ピークの温度とは大体一致していることによってもこのことが確かめられた。砂川aについては，分解速度ピークを与える温度が他の石炭に比べ

表2 ギスラー流動度と最高分解速度を与える温度

炭 種	ギ ス ラ ー				熱天秤 最高分解 速度温度 [℃]
	軟化点 [℃]	最高流動 度 温 度 [℃]	最高流動 度 div/min	固化点 [℃]	
赤平 a	385	440	87	470	440
b	365	435	93	465	440
砂川 a	380	440～445	28	480	450
b	365	440	1,772	475	440

て10℃高くなっている。それ故，砂川aについては成型品の強度を上げる為には乾留温度を高くすればよいようであるが，表2に示した様に，最高流動度が非常に小さいのでそれ程大きな効果はない。以上のことから，強度の大きな成型品を得る為には流動度の大きなことが必要であるといえる。

2. 成型時の乾留粉の温度と成型品強度

乾留炉から排出された乾留粉の温度は排出された後次第に低くなって来る。成型時の乾留粉温度を変えて成型品強度に与える影響を検討した。排出される乾留

粉をフラスコに受け，コルク栓をして空気による酸化を防ぎ，フラスコを振りながら乾留粉の温度を下げた。乾留粉の温度はコルク栓を通して熱電対をさしこみ，パイロメーターで測定した。実験結果を図4に示す。

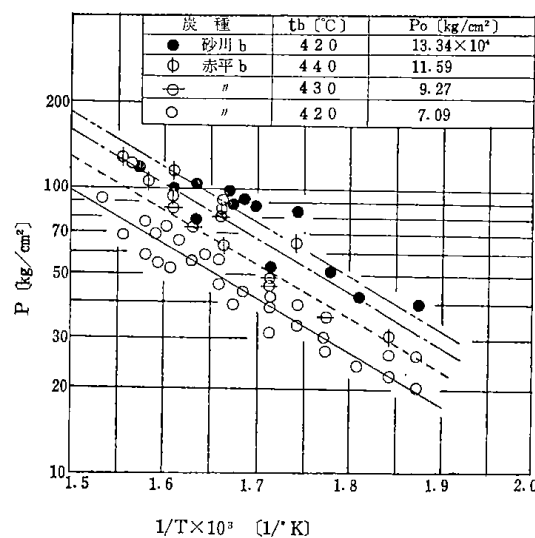


図4 乾留粉温度と成型品強度

成型品強度 P と乾留粉温度 T との間には

$$P = P_0 \exp(-E/RT)$$

という関係式が成立つ。 P_0 は炭種，乾留温度等によって決まる。図4から求めた値を同図中に示した。活性化エネルギー E は炭種，乾留温度によらずほぼ一定で，8.8 kcal/mol となった。この値は石炭のミセル凝集エネルギー¹⁾ とほぼ等しい値を示している。

参 考 文 献

- 1) 黒川真武他 石炭，石炭化学 P. 74

微粉炭の加圧成型について

3.1 石炭乾留粉の加圧成型試験

3.1.1 実験装置及び方法

実験は 50 ton アムスラー 試験機と 500 kg 高速引張試験機 (テンシロン) を用い、図-1 に示す実験装置で行なった。シリンダー、ピストン共に鋼鉄製であり、圧力計はプラスチック押出成型機用 (Strain gage 型) で、底圧用が最大 500 kg/cm^2 、側圧用が最大 200 kg/cm^2 迄測定可能である。圧縮高さはピストンに 5 mm 間隔で刻んだ目盛で測定した。ヒーターは加熱粉の冷却防止のために用いた。圧力、温度は記録計に入れた。実験方法は加熱粉の場合、圧縮前の高さ $h_0=5 \text{ cm}$ について行ない、常温粉は $h_0=5, 10, 20, 25 \text{ cm}$ の各高さについて行なった。使用した粉炭は茂尻微粉炭で、粒度は 60~42 mesh の間に篩い、水分は約 2% であった。加熱粉は流動炉で乾留して作った。

3.1.2 実験結果

A. 加熱粉炭 加熱粉圧縮時の底圧 $P_b \text{ kg/cm}^2$ と側圧 $P_s \text{ kg/cm}^2$ の関係を図-2 に示す。 P_s と P_b

はほぼ直線関係にあり、 $P_s/P_b=0.465$ を得た。この係数は Rankine 係数と考えられる。圧縮圧力 $P_0 \text{ kg/cm}^2$ と P_s, P_b の関係を示したのが、図-3 である。この関係は乾留温度によってバラツキがあるが、

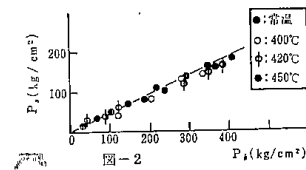


図-2

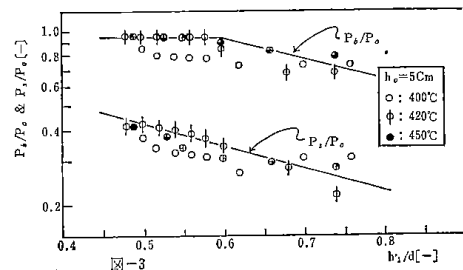


図-3

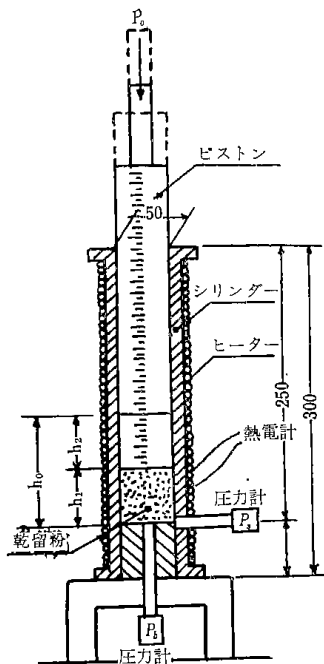


図-1

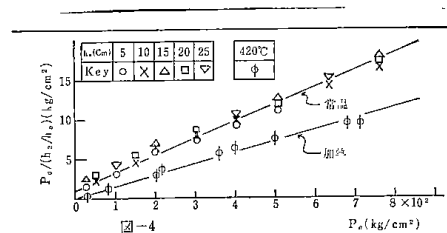


図-4

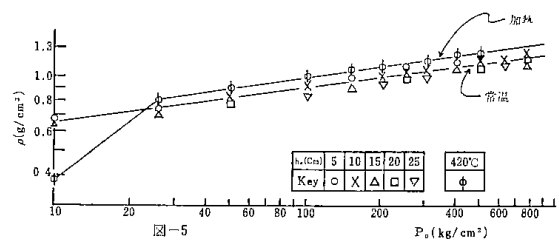


図-5

400°Cでは、 $P_b/P_0(\text{Max})=0.85(h/d_1=0.5)$, 410°Cでは $P_b/P_0(\text{Max})=0.90$, 420°C 以上では $P_b/P_0(\text{Max})=0.95$ とほぼ均一の圧力分布となる様である。420°C 乾留粉の嵩べり度 $(h_0-h_1)/h_0$ と圧縮力の関係を図-4 に示したが、ほぼ直線的な関係となり、川北の式が適用される。

川北の式²⁾は

$$P_0 \frac{h_0-h_1}{h_0} = \frac{1}{a} \frac{1}{b} + \frac{1}{a} P_0$$

図-4 により定数 a, b を求めると $a=74\sim 76\%$, $b=0.03\sim 0.04$ で、体積減少率は高く、各種粉体中でも最高に位置し、MgO, Penicillin G 等のグループに属する。図-5 は圧縮密度 ρ と P_0 の関係であり約 25 kg/cm^2 までの圧縮と、その後の圧縮とは相違し、約 500 kg/cm^2 で約 1.2 g/cc の密度となり、ほぼ石炭の真密度 ($\approx 1.3 \text{ g/cc}$) に近づいてくる。

B. 常温粉炭 乾留粉との比較のため常温粉炭の試験を行なった。 P_b と P_s の関係は加熱粉炭と変わらず $P_s/P_b=0.465$ を得た。図-6 に、 $P_b/P_0, P_s/P_0$ の

関係を示す。加熱粉炭と比較すると、最大値が $h_0=5 \text{ cm}$ で $P_b/P_0=0.85(h_1/d=0.46)$, 420°C~450°C 加熱粉より低い値を示し 400°C 熱粉より低い値を示し熱粉と似ている。又 図中の実線は $P_b/P_0=1.5 \exp(-1.01 h_1/d)$, $P_s/P_0=0.7 \exp(-1.01 h_1/d)$ と表わされるが、これは Janssen の式¹⁾の推積圧を無視した式と同型である。嵩べり度と圧縮力の関係を図-5 に示す。加熱粉と同様に求めると $a=42\sim 50\%$, $b=0.016\sim 0.014$ である。嵩べり度において加熱粉より小さく Sugar Powder 程度である。図-5 は ρ と P_0 の関係で、加熱粉と比較すると初期圧縮において加熱粉と異なり、対数方眼紙上ではほぼ直線的な密度変化をする。

3.1.3 結 言

1) 粉炭の圧縮において、圧縮力と底圧の関係は常温、加熱炭共に Janssen の式をほぼ満足し下式で表わされる。

$$P_b/P_0 = K_1 \exp(-K_2 h_1/d)$$

K_1 の値は 1 以上となるが、最終圧縮過程は Janssen の式が適用されないためと考えられる。

2) 底圧と側圧の関係は常温、加熱炭共に $P_s/P_b=0.465$ で、側圧は底圧の約 0.4~0.5 である。

3) 圧縮過程の状態は粒度分布があり不規則粒子で加圧による初期密度変化の大きい場合に適用される川北の式をほぼ満足し、乾留粉は粉体で最高の密度変化をする種類に属する。しかし 25 kg/cm^2 以下の低い加圧力で、体積は約半分となる。

3.2 ブリケットマシンの設計及び運転結果

3.2.1 予備圧縮

ピストン型圧縮では圧力の伝播が悪い面より加圧され処理量の大きいダブルロール型成型機を採用した。加熱微粉炭の嵩密度は $0.3 \text{ g/cc}\sim 0.4 \text{ g/cc}$ であり成型後の嵩密度は $1.2\sim 1.3 \text{ g/cc}$ と約 4 倍に圧縮されるため、ロールによる一段圧縮では所望の成型品が得られないと考え図-5 でわかるように、 $20\sim 30 \text{ kg/cm}^2$ の低い圧力で急激な密度変化をする部分に対して予備圧縮を行なうためスクリュ-型押し込み機を設置した。スクリュ-押し込みによりロールに入る加熱微粉炭の嵩密度は加圧成型試験の結果より約 $0.7\sim 0.8 \text{ g/cc}$ と最初の約 2/3 の体積減となってロールにかみこまれると推定される。

3.2.2 ブリケットマシンのロール径及び加圧力

ブリケットマシンによる粉体の流れと加圧機構を図-7 に示す。粉体は食い込み点以後はロールと共に移動し粉体の速度変化はなく体積変化のみと仮定すると

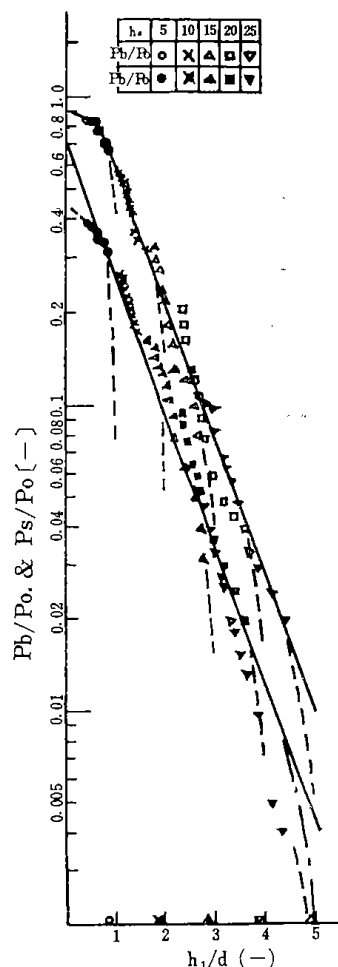


図-6

$$W_H = p_m b L \cos \theta$$

上式に $p_m = 800 \text{ kg/cm}^2$ $b = 100 \text{ mm}$ $L = 43 \text{ mm}$ $\theta = 7^\circ$ としたときの水平方向荷重は 34 ton であり 常用油圧荷重は 40 ton とした。成型機運転時の成型荷重，駆動トルク，ロール間隙を記録した一例を図—8に示してある。ロールには2基のロードセルを設置しているが，ロール1個の成型荷重は18～20 ton で運転を行なった状態で良好な成型品が得られ成型品の密度測定から加圧力はピストン圧縮のときの 800 kg/cm^2 以上の密度と同等の品質であった。

この結果加圧成型試験と上述の簡単な圧延に対する仮定がブリケットマシンの設計にほぼ適用できると考えられる。

3.2.3 成型トルク

ロールにかかる成型トルク T は図—7に示すように次式で示される。

$$T = W_H x = k_x L W_H$$

k_x はトルクアーム係数で金属材料の場合は約0.3～0.4となる。電動機直後に取りつけたトルクメーターにより運転時のトルクの測定結果は，空転時 1.5 kg-m であり成型時のトルクは $4.0 \sim 4.5 \text{ kg-m}$ (ロール回

転数 0.5 r.p.m.) であった。この値より減速比も考慮した k_x を求めた値は0.38でほぼ金属圧延と同様なトルク計算が可能と考えられる。

3.3 グリケットマシンの主要仕様

ブリケットマシンの概略を図—9に示す。主要仕様は次の通りである。

ロール直径	700 $\frac{mm}{\phi}$
ロール巾	100 $\frac{mm}{\phi}$
ロール回転数	0.5～16 r.p.m.
処理物	加熱微粉炭
温度	400～450℃
粒度	— 2 $\frac{mm}{\phi}$
成型能力	約 1.5 ton/hr (ロール回転 15 r.p.m. の時)
成型物寸法	A 43×35×20 $\frac{mm}{\phi}$ 2列 B 30×30×18 $\frac{mm}{\phi}$ 3列
電動機	本体用 15 kW 可変減速機 フィーダー 3.7 kW 可変減速機
製作所	大塚鉄工株式会社

参 考 文 献

- 1) 薦岡常雄外 日本機械学会誌 59—209(1956)
- 2) 川北公夫 材料 13—421(1964)

中規模連続装置による操業試験

自動制御による装置トラブルの解決をはかり、スケールアップの設計資料を得る目的で、40 cm ϕ の乾留炉ならびに成形機からなる一連の装置を使用して操業試験を行なった。

4.1 試験設備の概要

試験設備の工程図を図1に示す。原料微粉炭は回転

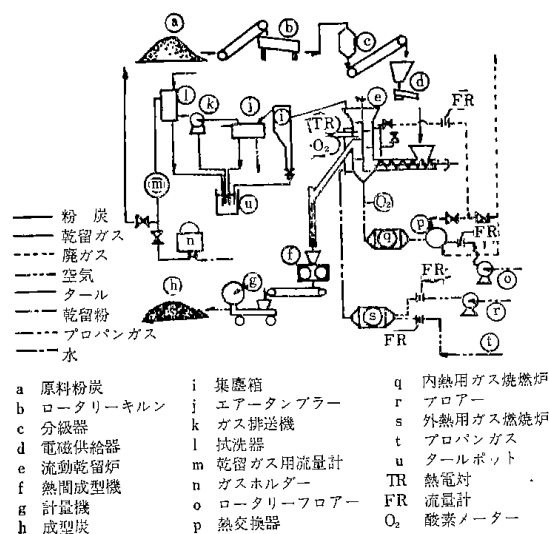


図1 流動乾留装置フローシート

乾燥機で乾燥後、粒度2 mm以下の微粉にふるい分け、フローコンベヤーにて上部ホッパーに約1 t 装入し、流動炉下部に設けたスクリュコンベヤーにより乾留炉内に給炭して、空気または燃焼廃ガスにより流動乾留を行なう。乾留粉は溢流管を経て成型機ホッパーに入り、ダブルロール成型機にて熱間成型され、ついで計量される。乾留ガスは慣性集塵器、エアータンブラー、ガス拭洗器、ガスメーターを通り放出される。乾留炉は内外併熱式で、外熱用ガスは外熱用燃焼機にてプロパンを燃料として発生され、螺旋状煙道を経て煙突より放出される。乾留炉の詳細図を図2に示す。炉材は SUS 38 であり、炉の寸法および構造は内径40 cm、外熱煙道の径80 cm、炉高355 cmで、溢流口の位置は底部から105 cm、150 cmの2箇所にある。また炉の内部には18枚の攪拌翼のついた攪拌機(10 r.p.m.)を備え付けてある。乾留炉の上部は微粉粒子の炉外飛び出しを少なくするために径を100 cmとし、さらに邪魔板を設けた。流動ガス吹込口は逆円錐

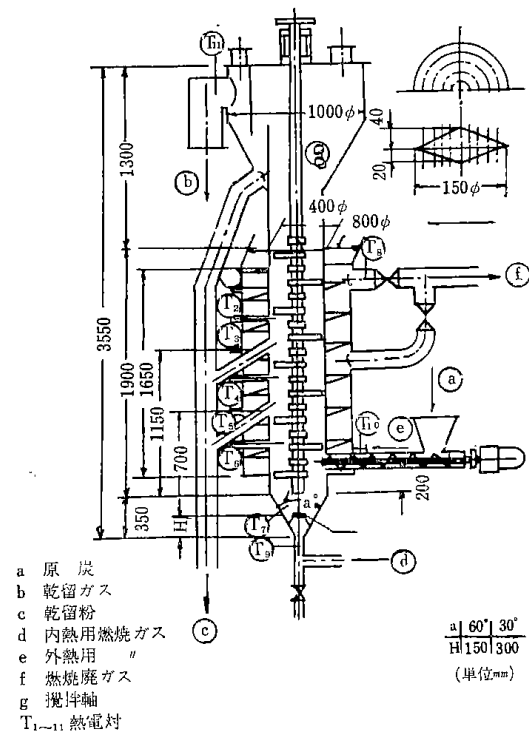


図2 400 ϕ 流動乾留炉

形の噴流層型式で、噴流角度60°、30°のものと、またこれを目皿にも取換えられる構造となっている。炉内温度は3箇所、炉壁温度3箇所、吹込口温度、噴流口温度など合計12点を6点温度記録計2台で記録し、炉内温度制御は炉の下部に挿入した温度計 T₆ にて制御した。炉内全差圧は空気圧式記録計にて測定記録し、その他の圧力はU字管式水柱計にて測定した。プロパンガスの流量はガスメーターで、その他の流量はオリフィスで測定した。ダブルロール成型機は3-2項で述べた成型機を用いた。

ホッパーには保温用として8.2 kWのアルミ鑄込ヒーターと押込スクリュフィーダーが設けられている。押込スクリュフィーダーのモーターは3.7 kWで、3.8~84 r.p.m. まで変速可能である。油圧式ダブルロール成型機はロール直径70 cm、¹⁾ロール幅10 cm、回転数0.5~16.8 r.p.m.、モーターは15 kWである。ロールには大小2種類の金型が半分づつ設けられ、大はロール幅に2列で約25 g $\times$ 59個、小はロール幅に3列で約15 $\times$ 102個である。ロールは2個のシリンダー内の油圧で保持され、175 kg/cm²の場合に成型荷重

は40 tである。12.5 cm ϕ の溢流管より排出された乾留粉は成形機上部のホッパーに一時溜められ、設定された押し込量により押し込みスクリーフフィーダーにてダブルロール成型機に装入されて成型される。ロール荷重はストレンゲージ荷重計2個を用い、ロールバック量は変位計で、動力はトルクメーターにて測定、記録した。

4.2 操業試験方法および試験条件

炉の運転は以下のようにして行なった。すなわち外熱燃焼機にてプロパンを燃焼させ、炉壁温度を 400°C から500°Cの間の一定温度に調節してから約2時間後、炉内に一定流速の流動空気を 3.7 kW ロータリーブローアにて送りながら乾燥微粉炭をスクリーフフィーダーにて装入した。約1時間後、炉内温度は400~450°Cとなる。その後は、スクリーフフィーダーの回転をON-OFF 制御することにより、炉内温度を $\pm 2^\circ\text{C}$ の範囲で一定に制御し、約3時間経過してからデーターを取り始め、6時間の操業試験を行なった。成型機は 0.1~3.0 t/hr で、流動乾留炉の処理量の約2~60倍となるため、乾留粉をホッパー内に約10~15分間溜めた後成型機を運転し、成型荷重をロードセルにて検出し、その成型荷重の低下をもって成型機をとめる、いわゆる間欠運転を行なった。

試験に使用した炭種は北空知地区の弱粘結微粉炭で、粒度は 2 mm 以下の微粉炭である。また流速については、底部に目皿をとりつけたアクリル樹脂製流動装置により流動ガス流速を測定し、流動化開始速度の3~8倍 (N. T. P.) の流速範囲により実験を行なった。成型機はロードセルの荷重が約35~40 t になるように押し込みスクリーフの回転数を調節し、ロールの回転数は 0.5~2.0 r.p.m. の範囲で運転を行なった。またロールの表面温度は50°Cとした。試料炭として各種道内産微粉炭を使用した。これらの中で空知炭鋳微粉炭に關し設定した試験条件はつぎのとおりである。

- (1) 外熱温度 400~520°C
- (2) 層内温度 410~440°C
- (3) 吹込空気流量 5.0~15 cm/sec (N. T. P.)
- (4) 滞留時間 15~45 min
- (5) 層高 105 cm ならびに 150 cm
- (6) 成型荷重 35~40 t

4.3 連続試験結果および考察

4.3.1 処 理 量

内熱源として反応熱を利用する内外併熱式流動乾留

において断熱状態(流動層と炉壁との温度差がない時)の酸化反応熱による処理量を図3に示す。この図中に

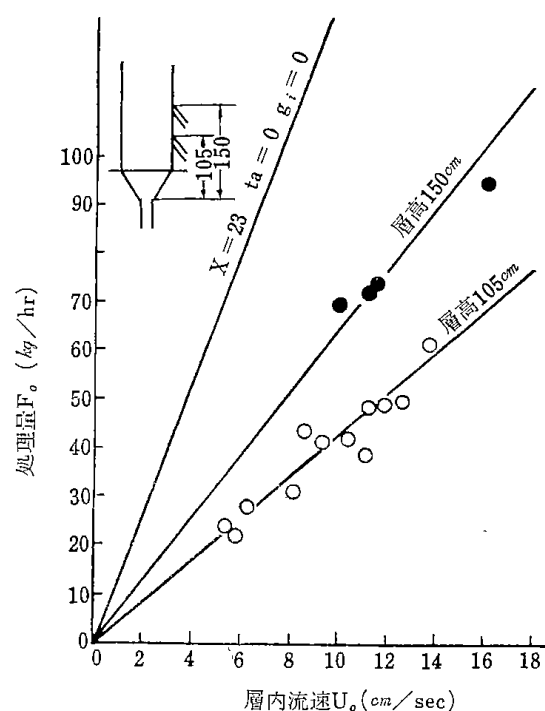


図3 処理量と層内流速

酸素が100%反応した場合の処理量も示してある。予備試験の内径 10.5 cm, 層高 25 cm の目皿を備えた流動層の場合は、この酸素が100%反応した場合の数値に近い値であるが、内径 40 cm の噴流式流動層の場合の処理量は最大処理量の $\frac{1}{2}$ ~ $\frac{1}{4}$ であった。これは空気が流動層の中心部を吹き抜け、酸素と微粉炭との接触が悪いためと考えられる。これは層高を高くすると、処理量が増加することからも推定できる。流動層

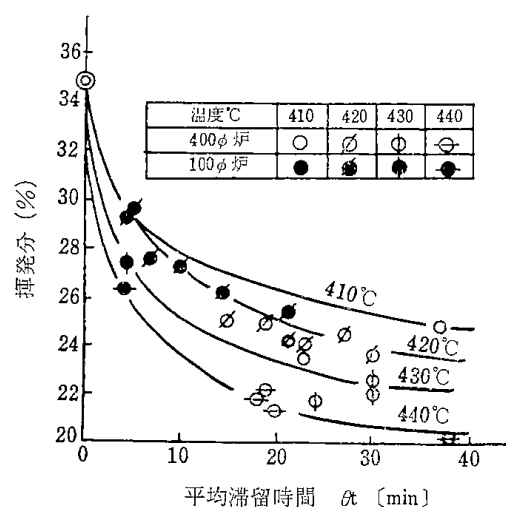


図4 乾留粉の揮発分と平均滞留時間

においては吹込口の構造が処理量に大きく関係することがわかる。

4.3.2 乾留粉嵩密度と層内差圧

乾留粉の揮発分は、製品の収率、無煙性、燃焼性に大きな影響を与える因子である。図4にこの揮発分と滞留時間および乾留温度との関係を示す。乾留粉の揮発分は乾留温度、滞留時間を一定に制御することにより、所望の揮発分を有する乾留粉を製造することが可能である。一般に石炭は乾留温度が400℃以上に上昇するにつれて膨張し、嵩密度が低下し、同時に乾留炉内における滞在重量も低下する。これらの関係を図5に図示する。410℃～440℃の範囲では、嵩密度なら

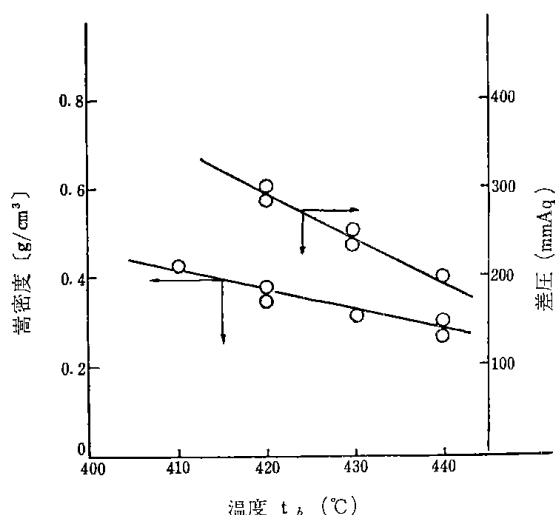


図5 層内温度と嵩密度および層内差圧

びに層内差圧がほぼ直線的に低下している。この層内差圧の変化は、乾留状況の推移を知る大きな目安となり、また嵩密度の低下は成型機の押込量を調節する目安となるので、これらは運転上の重要な因子となる。

4.3.3 ブリケットの性状

ブリケットの性状は、吉田氏¹⁾の報告にもあるように、原料石炭の性状に大きく左右される。ボタンナンバー3～6程度の弱粘結炭においては乾留温度、滞留時間によって大きな影響を受ける。これらの関係を図6に示す。空気酸化の反応熱による乾留において、乾留温度410～430℃、滞留時間30分以下では耐圧強度50 kg/cm²以上のブリケットが得られる。また成形性は乾留雰囲気に関係し、酸素濃度を制御することによって成型性を向上させることができる。

無煙固体燃料としてはブリケットの耐圧強度とともに耐水性がハンドリングの場合に重要な因子となる。

この方式によるブリケットの水中浸漬試験を行なって、経過時間によるブリケットの付着水分量は約1日の経過で全付着水分の約 $\frac{1}{2}$ に相当する7%が付着し、時間の経過とともに内部に浸透し、50日後の水分は約15%であった。この水中浸漬試料の圧縮試験を行なったが、強度の低下はみられず、50～60 kg/cm²の強度を保持していた。

燃焼性については定量的試験を行っていないが、燃焼の場合の炎は青白色炎を示して燃え、ストーブ燃焼試験では白煙となり、リングマン濃度は零である。以上のことから家庭用無煙固体燃料として本方式により製造したブリケットは形状が揃っていて均一であり、ハンドリングに堪える強度ならびに緻密度を有し、無煙で燃焼性も良好であるから、無煙固体燃焼として家庭用に好適な製品であると考えられる。

4.4 むすび

家庭用無煙固体燃料はその無煙性、着火性、燃焼性が問題となるが、同時にまた良質で価格が安いことも必要である。このような観点から粒度2 mm以下の微粉炭を原料として流動乾留・熱間成型法により小型ならびに中規模装置の操業実験を実施してつぎのような実験結果を得た。

- (1) 空気流速は U_{mf} の数倍程度で従来の流動乾留に比べて小さいにもかかわらず、安定した乾留を行なうことができる。
- (2) 攪拌流動乾留炉において空気酸化反応熱により乾留を行なう場合は、吹込口の構造が処理量に大きく関係する。また処理量は反応酸素量に比例して増加し、内径10.5 cmの乾留炉では反応酸素量20 wt%の場合は720 kg/m²・hrの処理量である。
- (3) 反応酸素1 kg当たりの反応熱は約2,900 kcalであり、石炭の比熱は約0.45 kcal/kg・℃である。
- (4) 乾留粉の収率、揮発分および嵩密度は乾留温度が高くなるにつれて低下する。また所要の揮発分を有する乾留粉を製造するには乾留温度、滞留時間を一定に制御することが必要である。乾留温度の制御については給炭機モーターのON-OFF制御により、±2℃の精度で制御が可能である。
- (5) 成型工程で製造されるブリケット性状は乾留条件により大きな影響を受ける。乾留温度410～430℃、滞留時間30分以下では耐圧強度50 kg/cm²以上のブリケットを製造することが可能である。

- (6) 本方式は在来の低温乾留よりもさらに低温で連続処理が可能で、収率も大である。製品ブリケットはその強度、耐水性ならびに燃焼性が良好であり、家庭用無煙固体燃焼として好適である。

参 考 文 献

- 1) 吉田雄次他, 燃協誌, 45, 575 (1966)

流動乾留の温度制御について

1) はじめに

当所では、石炭の煤煙による大気汚染の防止を目的として、暖房用固型無煙燃料の製造法に関する研究を行なって来たが、昭和43年に終了し、その成果により、現在企業化の立案段階にいたっている。また、その乾溜技術の応用として、さらに現在は、活性炭製造法および製鉄コークス製造法に関する研究も行なっている。この乾溜法成功のポイントは、内熱式濃厚流動層を用いたことと、その温度制御にあった。

以下、当所で行なった、この種の流動層の温度制御方式について、説明する。

2) 無煙燃料製造プロセスについて

石炭は、多成分系の高分子の混合物と見なされるが、その結果、非常に複雑な特性を持っている。一般に、国内で産出される石炭は、45%~55%の揮発分を含んでいる。そして、これがコークスや薪と比較して、石炭独特の固型燃料としての使いやすさの原因になるとともに、煤煙の原因ともなっている。

この揮発分を、適当量取り去ることによって、その長所をなくすることなく、煙をなくすることが出来る。しかし、その揮発分は、炭種によって多少異なるが、一般に360~460℃の間の50℃程度の巾の間で、その半分程度が急激にガス化する。その間に、ある炭種では、熔融・軟化・膨脹し、また、ある炭種では、固体のまま収縮する。

固型燃料は、一般に密度の高い方が便利である。石炭の軟化特性は、乾溜操作による密度低下を取り戻すために利用出来るが、乾溜装置としては、粒子同志の粘結は、運転操作に支障を来す原因になる。

これ等の点から、乾溜炉には、次の条件が必要となる。まず、温度制御が正確に行なわれること、石炭粒子の粘着に対して強いこと、その他に、当然のことながら、処理時間を短くし、熱損失の小さいもの程良い。そして、温度が均一になるためには、粒子内温度分布の点から、微粉炭が有利であり、それを処理するには、流動層を用いる必要がある。さらに、それ以前に行なわれたことのある希薄流動層等の実例から考慮した結果、原料粉炭の乾燥工程には希薄流動層を、乾溜工程は濃厚流動層で行ない、熱間成型による、ノー

バインダー成型を試みることになった。原料として、微粉炭を用いることは、採炭の機械化、弱粘結又は非粘結微粉炭の需給関係等の理由から、炭碓にとっても都合の良いことである。

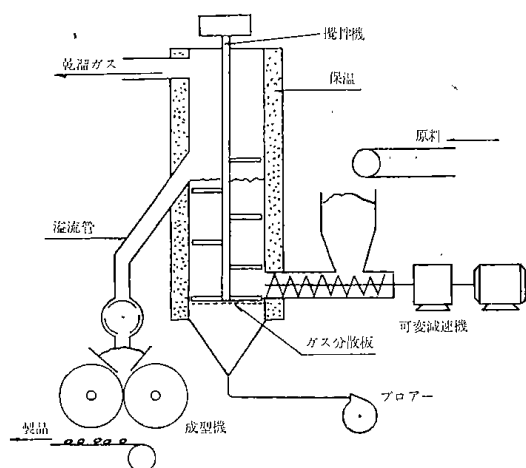
実際に企業化された場合のプロセスでは、ここに述べた乾燥・乾溜・成型の他は、主としてハンドリングのみである点から、当所の試験範囲は、乾溜と成型にかざられたが、結果としては、煤煙と亜硫酸ガスが殆んどなく、しかも着火性・火持ち・燃焼性に富んだ乾溜粉（これに粘結剤を入れて成型する）を得ただけでなく、炭種の選び方または混炭を行なえば、粘結剤を用いなくても、強固な成型炭を作り得ることを証明した。

3) 濃厚流動層式石炭乾溜炉について

粉粒体を容器に入れ、床の小孔からガスを吹込み、ガス流速がある流速を越えると、粉粒体層は膨脹し、液体に似た流動特性を示す。この層内には、多数の気泡を含み、激しく対流・混合を起すため、熱および物質の拡散速度が非常に大きくなるので、均一な温度分布を示す。さらに流速を増せば、ついには空気輸送の状態になるが、濃厚流動層とは、ガス流速が比較的小さな流動状態を指す。

この様な現象の中では、粉粒体であるので、粒子内の温度分布がなくなるのみでなく、粒子同志の温度差も全くなり、温度制御も楽に行なえるので、石炭の乾溜には最適である。また、石炭の反応特性が良いために、空気を吹込んで一旦着火すれば、局部燃焼もなく、非常に安定した低温燃焼が行なわれ、250℃以上ならば、他に熱源がなくても任意の乾溜温度を得ることが出来る。しかも、吹込んだ空気中の酸素の殆んどが消費されるために、かなりの発熱量を持った乾溜ガスを得る割に、爆発の危険性はない。

第1図は、実験に用いた炉の構造を示す。図で攪拌機はガス分散板上でのデッドスペースを無くするのが主目的である。炉の内径は、100 mmφ から 800 mmφ 迄数種類試みたが、800 mmφ の炉は保温のみで、これより小さい炉では、相対的に熱損失が大きくなるので、電熱またはプロパンガスで保温した。この様な炉では粘結性の特に高い炭種を除けば、安定した操業が



第 1 図

行なわれる。炉の処理能力は、基本的には、吹込む空气中の酸素量で決定されるが、最大流速は、主として粒子の飛散で制限される。処理能力を最大に発揮させるためには、許されるかぎりガス流速を大きく取ることが必要である。

4) 温度制御方式

従来、流動層の温度制御は、ガス側で行なわれるのが通例の様であるが、当所では、粒子側を ON-OFF 制御することにした。その理由は、ガス側を制御すると、ガス流速の変化が流動状態に影響を与え、粒子の飛散、反応熱量の低下、粘結炭の場合の粒子粘着の増加等の危険性が増すことと、装置的にも複雑高価な上に、企業の性格から、保守の面で容易でありたいからである。また、後に述べる様に、炉の熱応答が単純であり、複雑な方式を必らずしも必要としない。

検出端は、外径 6mmφ、肉厚約 1mmφ のステンレス保護管に、0.75mmφ の CA 素線を差込んだだけのものを用いた。流動層内では、熱拡散速度が大きいので、熱電対の応答速度も比較的早くはなるが、層自体の応答も良いので、なるべく細いものを使いたい。微粉炭との衝突が激しいために、摩耗を考慮しなければならない。

調節計は、最初は手持ちの大倉電気製 EC-51 型を用いたが、後で EC-52 型に変更した。

操作端は、スクリュウフィーダー用電動機である。これには、過電流式の変速度電動機も用いたが、実験の主力は、普通の誘導電動機を用いた。

このようなフィード量制御の場合は、前後のプロセス

とのバランスを考慮しなければならないが、このプロセスでは、前段が濃厚流動層であって、フィード量が任意に取れることと、後段が成型機であって、処理量には余裕があるので、問題はなかった。フィーダー入口は、ホッパーのレベル制御であり、光スイッチを用いた。成型機入口ホッパーは、高温度とシールのために、レベル計は使えなかったが、ロール成型圧力検出用のロードセルを用いて、成型機運転時間を制御した。これは、製品密度を高めるためには必要な装置であり、両者を兼用することになった。

5. 乾溜炉の熱特性と制御状況

流動層内の温度が均一であるので、応答特性は非常に単純であり、殆んど完全な一次遅れ要素と見なせる。

$$\frac{dt}{d\theta} = \frac{Q - C_p F t}{C_p W} = \frac{Q}{C_p W} - \frac{F}{W} t$$

但し、 t : 炉温

θ : 時間

Q : 反応熱－熱損失 (ガス速度一定だから常数と見なせる。)

C_p : 石炭の平均比熱

W : 炉内の石炭量

F : フィード量

この解は、自己平衡性の EXP. 曲線となり、その時定数は、条件によって異なる。しかし、操作端を最も簡単な単速度電動機とし、昇温時の応答を等しくするために、ON の時のフィード量を平均フィード量の 2 倍に取れば、平均炉温附近での温度変化率は、次の値を取る。

$$\frac{dt}{d\theta} = \pm \frac{F_0}{W} t_0 = \pm \frac{\text{温度}}{\text{滞留時間}}$$

但し、 F_0 : 平均フィード量

t_0 : 平均炉温

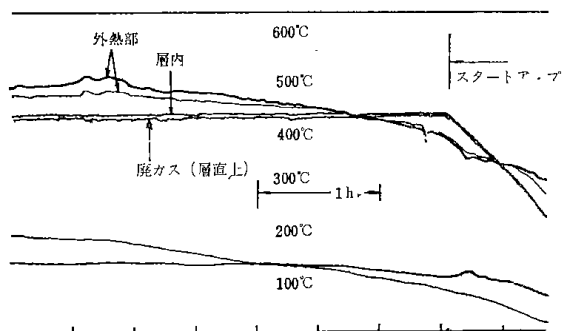
$\pm$: ON の時に (－), OFF の時に (＋)

ここで、 $\frac{F_0}{W}$ は、粒子の平均炉内滞留時間の逆数であり、この式には、炉の寸法、石炭の比熱等が一切関係ないことが解る。実験条件の一例を取って見れば、内径 400mmφ の炉で、乾溜温度 415°C、粒子の炉内平均滞留時間約 30 分の場合の炉温変化率は、(2) 式から、約 0.23°C/sec になる。そして、これがそのまま検出出来るならば、問題はないが、これに、熱電対の遅れが加わって来る。そこで、最初は、これを補う意味で、微分要素を加えた 2 位置式の調節計として、大倉電気の EC-51 型を用いて見た。調節計は、0 ～

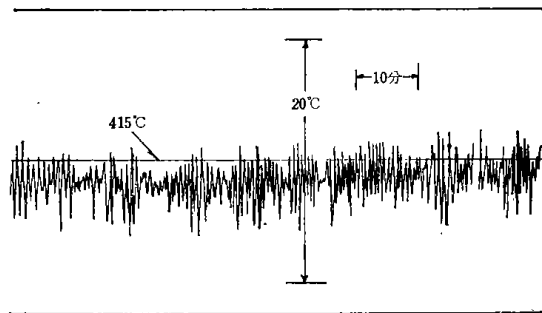
1200℃ の目盛で, Rate は1又は2で用いた。その結果を第2図および第3図に示す。第2図は, 多点記録計による炉関係各部の記録図型を示し, 設定乾溜温度は415℃である。第3図は, 層内温度の変化を拡大したものである。この結果は, 順調な場合の例であって, ドリフトが約 $\pm 2^\circ\text{C}$ と, その他の変動が標準偏差で $\pm 2^\circ\text{C}$ 程度あった。操作端の動作頻度は毎分約10回程度で, 電動機はやや過熱気味であった。

この状況では, 実験上支障があったので, 更に検討して見た。まず, 流動層内の温度分布の均一さであるが, 内径, 800 mm ϕ の流動層で, 微粉炭の出入口が各1ヶ所向いあった位置にあるのに, 中心部が数度低い同心円状の等温線を示した他は, 全く分布は見られなかった。

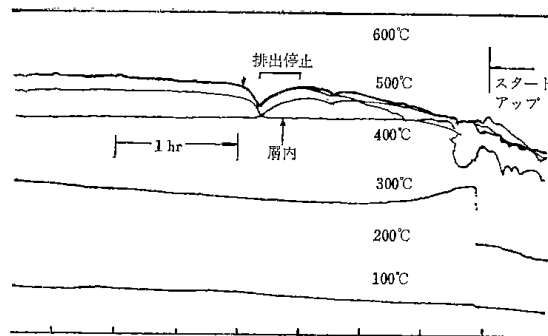
従って, 炉の応答は, 先に行なった解析が信頼出来る。ただ, フィーダーの端末の崩れによるフィード量の遅れが考えられるが, オーバーシュートの原因にはならず, むしろ熱電対の遅れをカバーする作用と考えられる。ドリフトの原因は, 吹込電氣量・フィード量/加熱保温部の温度変化などが考えられるが, それ以外は熱電対の応答特性しか考えられない。そうになると, 微分の意味が, 熱電対の遅れ補償しかないことから, 短周期の ON-OFF のみで, 充分に変動を押さえ得ると判断し, ドリフトを除くために, 積分要素を加えることにした。そして, 動作周期は, (2) 式か



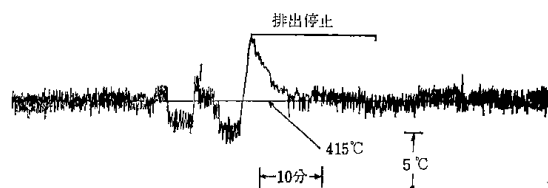
第2図 EC 51 の制御による各部温度



第3図 前図の層内温度変化状況



第4図 EC 52 の制御による各部温度



第5図 前図の層内温度変化状況

ら, $\pm 1^\circ\text{C}$ に押さえるには, 16秒以下であり, 電動機の発熱の点からは, 8秒以上にする必要があった。そこで, EC-52 を用いることにして, 動作周期を改造することにした。回路図中の C_{11} 150 μF の代りに, 市販のケミコン公称 20 μF のものを取り付けた所, 周期約15秒を得たので, そのまま使用して見た。その結果を第4図と第5図に示す。乾溜温度は EC-51 の場合と同じく 415℃であって, 調節計は, 0~1200℃のものである。安定状態でのドリフトは, $\pm 0.5^\circ\text{C}$ 程度で, その他の変動は, $\pm 1.2^\circ\text{C}$ 内に入ってしまった。図は, 排出用溢流管の詰まりによる異常状態と, その前兆を示したものである。この様に, 何らかの異常がなければ, 制御は完全であり, 層内温度の異常は, ただちに異常事態を示す程である。熱電対の遅れによる実際層温との差はあるにしても, これ以上の制御は, 温度的な雑音や調節計自体の雑音の点から困難でもあり, 工業的には, 意味がないとも言えよう。

実験を通じての最も多いトラブルは, 原料ホッパーの詰りであった。これは原料微粉炭の水分とフィーダーの構造によるものであり, この様な機械設計上の問題が, 最終的に制御そのものの運命を支配することがある。

ま と め

以上の様に, この種のプロセスに於ける, 流動層の

温度制御は、フィード量を短周期 ON-OFF の PI 動作で行なうことが最良であると言えよう。工業的には、十分な精度を持ち、価格・保守の面でも最も有利である。

尚、フィーダー用電動機は、理想的には極数変換その他の方式による 2 速度にすれば、制御上も、発熱の面からも有利である。ただし、極数変換の場合には、

機械式の無段変速機を用いることが、スクリーフィーダー設計上からも好ましい。

連続式の PI 動作による制御も試みたが、調整がデリケートであり、スタートアップ時に不便である。

以上まとまりもなく列記したが、流動層制御の一方として、資する所あれば幸である。

固体燃料の煤煙発生性について (第2報)

まえがき

前報¹⁾において、固体燃料の煤煙発生性を、燃料性状の工業分析、元素分析、熱天秤による脱揮発量²⁾等について検討した結果、300°C~500°Cの比較的低温における脱揮発物量が、煤煙発生量に重要な関係のあることが認められた。しかし一部の低石炭化度炭については、異常傾向を示すことから、脱揮発物量のみでなく、揮発物の性質が各炭種によって異なるためであることが指摘された、煤煙発生性と密接な関係のあった、窒素気流中での300°C~500°Cにおける急激な重量減少も、ガス、水を併う減量であり、低石炭化度炭では、特にガス量、生成水量の発生も多いことから、一部の低石炭化度炭では異常傾向を示したものと考えられる。

従ってこれら300°C~500°Cの急激な重量減少物の物質収支を求めるため、レッシング乾留試験装置によって、乾留温度500°Cにおける、各炭種の生成水量、ガス量、タール量について検討した。一方揮発成分の内容については、石炭類の分数パラメーターとしても使用され、化学構造パラメーターとみなされている発熱量を、原炭、および脱揮発後の残炭それぞれの発熱量より、脱揮発物の発熱量を求め、煤煙量との関係を追求した結果、レッシングタール収率、および脱揮発物

発熱量ともに、煤煙発生性の尺度として良好な関係を認めたので報告する。

実験方法および実験結果

試料は、前報¹⁾と異なるため、第1表に工業分析結果を示した。

1) 煤煙発生量の測定

前報¹⁾と同じ、試作した煤煙発生装置により、測定条件も前回と同じ、炉温(火床中心)、750°C、通気量25ℓ/min、試料量5g(d.a.f.)とした。試料粒度は、-60 meshに粉碎して、水、と可溶性澱粉を少量加へて、手動式成形機によって、成形寸法、直径5mm、高さ3mmの円筒形として、35°Cで一時間乾燥したものを使用した。煤煙量の測定結果を第2表に示した。

脱揮発分熱量と煤煙量

1. 脱揮発曲線

300°C~925°Cの各温度における、脱揮発量を、通常の揮発分測定装置によって各温度における脱揮発量が恒量になる迄加熱した。第1図に結果を示す。原炭(R)は、300°C~350°Cから500°C附近において、急激な重量減少を示し、500°C~925°Cでは、脱揮発量は、カンマンとなっている。乾留炭(C)では、500°C附近においても急激な減少は認められず、800°C附近迄、

表1 工業分析結果

試料番号	恒 温 ベ ー ス						無 水 無 灰 ベ ー ス		
	W%	Ash%	VM%	FC%	熱料費	kcal/kg 発熱量	VM%	FC%	k/kg 発熱量
R 11	12.54	4.97	37.04	45.45	1.22	56.40	44.90	55.10	68.37
R 12	11.55	4.20	42.26	41.99	0.99	61.60	50.16	49.84	73.11
R 13	5.11	5.65	49.29	39.95	0.81	70.28	55.23	44.79	73.75
R 14	3.56	10.31	39.43	46.30	1.18	68.90	45.77	54.23	79.99
R 15	2.69	1.74	41.00	54.57	1.33	79.67	42.00	57.10	83.83
C 11	6.01	22.57	12.28	59.14	4.81	55.45	17.19	82.81	77.07
C 12	6.84	18.56	21.68	52.92	2.44	55.97	29.06	70.94	75.02
C 13	6.66	18.39	23.98	50.97	2.12	54.76	31.99	58.01	73.06
C 14	5.59	14.20	9.02	71.29	7.90	63.98	11.23	88.79	77.66

表2 煤煙量の測定結果 (%)

回数	1	2	3	4	5	$\bar{x}$
試料No.						
R 11	0.63	0.83	0.65	0.74	0.55	0.68
R 12	3.64	3.05	2.97	2.31	2.23	2.64
R 13	5.03	5.09	4.72	4.95	5.21	5.00
R 14	3.94	3.76	4.09	3.84	4.02	3.93
R 15	0.14	4.08	3.65	4.29	4.14	4.06
C 11	—	—	—	—	—	ml
C 12	0.13	0.17	0.18	0.15	0.17	0.16
C 13	0.44	0.84	0.47	0.58	0.42	0.51
C 14	—	—	—	—	—	nil

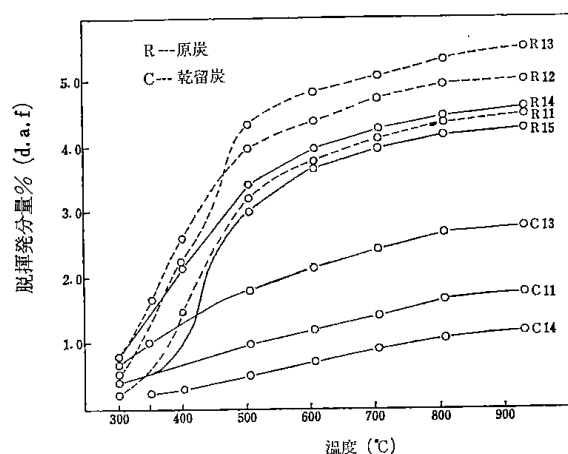


図1 脱揮発分曲線

ゆるやかな変化を示す。原炭，乾留炭を通じて，500℃～925℃で，脱揮発量は，いずれの炭種についても，7%～10%であった。各炭種間の差は，300℃～500℃で著しく，異なっている。この結果，脱揮発温度を，500℃，925℃として，その脱揮発熱量を求めた。

2. 脱揮発分熱量

発熱量の測定は，島津製，燃研式断熱型熱量計を用いて，公知〔JIS—M，8810〕の方法によった。

揮発分発熱量を直接測定することは，むづかしいため原炭の発熱量，および500℃，925℃における脱揮発後の残炭発熱量をそれぞれ測定して求めた。

試料中の揮発分の占める熱量を Q_A とすれば，単位熱量は， $Q_A/VM\%$ で表わされる。これを Q_B として， $Q_A \times Q_B$ は，揮発分質量を熱量で表わすことになる。第3表に各炭種についての測定結果を示した。

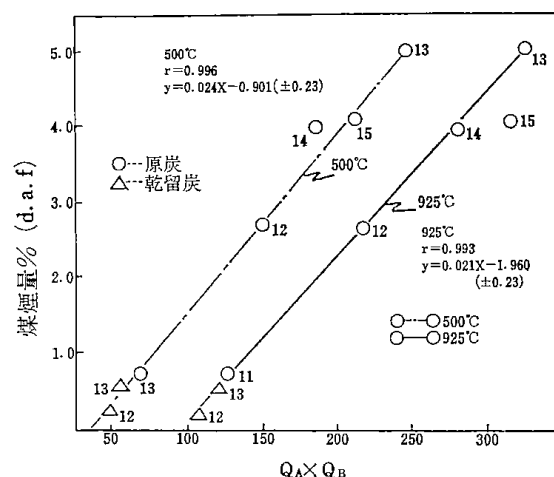


図2 揮発分熱量指数と煤煙量の関係

揮発分%の大きいもの必ずしも， $Q_A \times Q_B$ の値は大きくない，また， Q_B は炭種によって異なっている。このことは，揮発分の性質が各炭種により異なることを示している。

$Q_A \times Q_B$ を仮りに揮発分熱量指数として，500℃，925℃の揮発分熱量指数と煤煙量の関係を第図に示すと，原炭R，乾留炭C，ともに，低石炭化炭を通じて直線関係を示すことが認められる。

レツシング乾留試験結果と煤煙量の関係

イ) レツシング乾留試験装置により，試料2gを500℃において常圧で，15分間加熱し，タール量，ガス量，生成水分量を測定した。凝縮管中のタール，水は，混合溶剤により溶出させ，加熱後，真空吸引によって溶剤を除去し，タール収率を求めた。第4表にタール収率，ガス量，生成水量，第5表に元素分析結果を示

表3 揮発分熱量の測定結果

試料番号	500°C 揮発分 (d. a. f.)				925°C 揮発分 (d. a. f.)			
	%	Q _A	Q _B	$\times 10^{-2}$ Q _A × Q _B	%	Q _A	Q _B	$\times 10^{-2}$ Q _A × Q _B
R 11	34.07	14.97	43.9	65.7	45.69	24.00	52.5	126.0
R 12	39.21	24.20	61.7	149.3	51.15	33.25	65.0	216.1
R 13	42.92	32.33	75.4	244.1	55.69	42.48	76.3	325.1
R 14	36.59	25.77	70.9	184.1	45.97	35.89	78.0	279.9
R 15	29.96	25.20	84.1	211.9	43.01	36.77	85.4	314.0
C 11	10.34	421	40.7	19.1	18.07	984	54.6	53.7
C 12	18.31	933	50.9	49.5	31.52	18.35	58.2	106.8
C 13	22.02	1103	50.0	55.2	33.15	20.08	60.5	121.5
C 14	4.89		73.0	26.1	11.81	783	66.2	51.8

表4 レツシングタール元素分析結果及 C/H 等

試料番号	C	H	O + S + N	C/H	タール収率 × C/H	タール収率 × C %
R 11	78.95	7.56	13.49	10.44	50.4	381.3
R 12	81.99	7.59	10.42	10.88	113.3	860.1
R 13	82.72	6.50	10.78	12.73	219.9	1429.4
R 14	84.66	9.74	5.60	8.69	125.4	122.2
R 15	82.61	7.29	10.10	11.33	160.5	1170.6
C 11	—	—	—	—	—	—
C 12	79.86	8.28	11.85	9.63	27.8	230.8
C 13	81.35	8.46	10.18	9.62	38.6	326.2
C 15	83.29	8.42	8.29	9.87	12.5	104.9

した。

ロ) レツシング乾留試験結果のタール量、生成水量、ガス量と煤煙量の関係は、生成水量、ガス量については、一定の関係が認められなかった。

タール量との関係は、第3図に示す様に、低石炭化度炭の R₁₁, R₁₂ も直線上にある。また、第4図、第5図は、元素分析値による C/H × タール収率、C % × タール収率と煤煙量の関係であるが良好な相関を示している。したがって煤煙発生性の尺度として、レツシング乾留試験装置による、タール収率によっても充分な関係を求めることが認められた。

む す び

固体燃料の煤煙発生性は、燃料性状である工業分析

の揮発分が、一般的なバロメーターであったが、若干の疑問が生じることから、実験の結果、300°C~500°C の比較的低温で発生する揮発物が、煤煙発生性に密接な関係をもつことを認めこれら揮発物中の凝縮物（タール量）が煤煙発生量と良好な直線性を示し、さらに揮発分の単位熱量は、その内容を表わすパラメーターであるとみなして揮発分の総熱量と単位熱量の積を求め、これを揮発分熱量指数と仮定し煤煙量との相関を求め良好な結果を示し、煤煙発生性の尺度を得た。

参 考 文 献

- 1) 北海道工業開発試験所報告第1号
- 2) 大内, 本田, Fuel, **38** 429 (1959)

表5 レツシング乾留試験による生成物収率

試料番号	タール量%	生成水量%	ガス量 / g
R 11	4.83	25.19	155
R 12	10.49	23.44	159
R 13	17.28	16.72	142
R 14	14.20	11.04	123
R 15	14.17	9.25	131
C 11	0.87	8.60	76
C 12	2.89	11.83	109
C 13	4.01	11.79	118
C 14	1.26	7.26	44

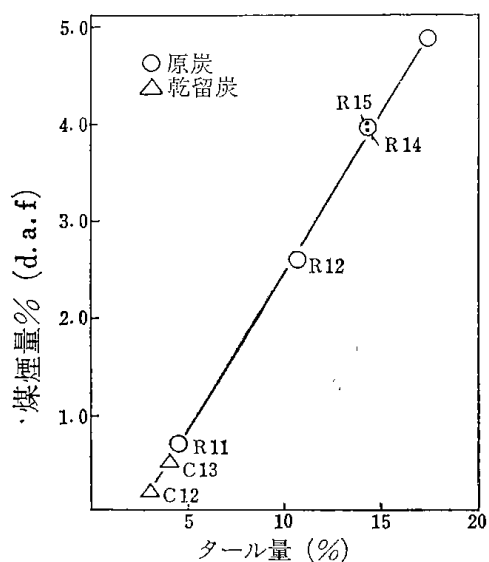


図3 タール量と煤煙量の関係

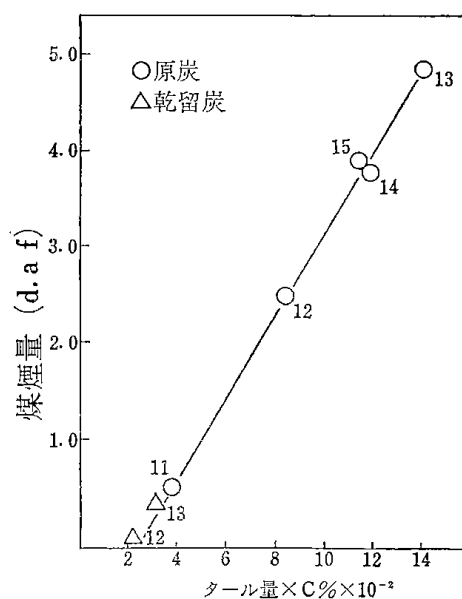


図4 タールの炭素量と煤煙量の関係

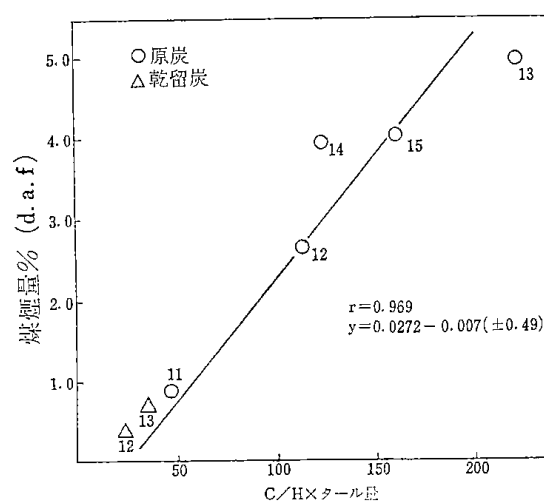


図5 C/H%×タール量と煤煙量の関係タール量

家庭用石炭ストーブの燃焼試験

まえがき

本報告は、数種の燃料ならびに型式の異なる各種ストーブを使用して行なった燃焼実験の結果であって、燃料の性状、ストーブの構造、ばいじん発生量、熱精算、実験室での出熱・入熱などを検討し、無煙燃料用ストーブを試作するための資料を得ようとしたものである。

1. 実験方法

実験は昭和42年11月から43年4月まで行なったもので、気象条件が本実験におよぼす影響の大きいことを考慮し、気象庁発表の資料を参考にし、次の条件の日を選んで行なった。

- ① 外気温度 $-3^{\circ}\text{C}\sim+6^{\circ}\text{C}$
- ② 風速 $0\sim4\text{ m/sec}$
- ③ 直射日光の影響を避けるため曇天または日没後

(1) 試料

当所で開発した微粉炭を原料とし加熱成型した無煙燃料および石炭3種を選び試料とした。その工業分析値を表1に示す。

表1 試料炭の性状

種類	工業分析 (%)				発熱量 [Kcal/kg]	粒度 [mm]
	水分	灰分	揮発分	固定炭素		
A 炭*						
半成	2.0	15.0	25.5	57.5	6600	30×30×20
ユークス						35×45×20
B 炭	11.5	9.7	40.0	38.8	6190	20~50
羽幌炭						
C 炭	5.1	8.8	48.4	37.7	7040	"
太平洋炭						
D 炭	2.8	5.7	47.6	43.9	7820	"
幌内炭						

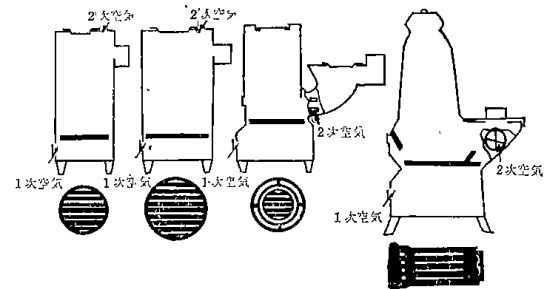
*北海道工業開発試験所による試作品
(印ろう型で小15g, 大25g程度)

(2) 実験装置および測定法

(i) 実験室とその構造

実験室は面積 27.9 m^2 、高さ 2.9 m の軽量ブロック建て平屋である。2壁面は実験室に隣接し、他の壁面は外気に面し、ガラス窓・出入口などが設けられている。ストーブは実験室の中央に配置し、煙突（薄鉄板

製）は、直径 10.4 cm （3.5寸煙筒）のもので、横の長さを 3.5 m とし、高さを 5.5 m とした。



ルンペンストーブ(a) ルンペンストーブ(b)
表面積 0.33 m^2 表面積 0.43 m^2
貯炭式ストーブ(a) 貯炭式ストーブ(b)
表面積 0.5 m^2 表面積 0.7 m^2

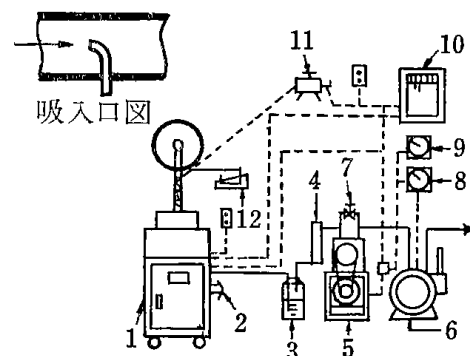
図1 使用ストーブ

(ii) ストーブ

使用したストーブは図1に示す4種類である。ルンペンストーブ(a)は胴径 20.5 cm （7寸）・貯炭量 3 kg で、ルンペンストーブ(b)は胴径 25.5 cm （8.5寸）・貯炭量 5.5 kg である。いずれも上部フタに調節可能な2次空気孔がある。貯炭式ストーブ(a)は、貯炭量 3 kg で、2次空気孔は固定され調節できない。貯炭式ストーブ(b)は、貯炭量 6.5 kg で、2次空気孔は自由に調節できる。

(iii) ばいじん量測定装置

ばいじん量自動測定装置は横煙突 2 m の位置に吸入口管を取り付けたもので、吸入口図・系統図は図2



1, 本体 2, 冷却水入口出口 3, 洗条ピン
4, ミストキャッチャ 5, ポンプ 6, ガスメータ
7, 流量調節弁 8, カウンティングリレー 9, タイマ
10, 記録計 11, スライダック 12, マノメータ

図2 ばいじん量自動連続測定装置系統図

に示す。

本装置は JIS-Z 8808 に規定されている測定方法のうち、円形ろ紙法により、ばいじん捕集およびばいじん重量測定の一連の自動操作によって行なうもので三鷹工業製である。風速 0~4 m/sec のときのばいじん吸引部の排ガス温度と同位置で測定した通風圧との関係は、図 3 に示す。燃焼中に発生する排ガ

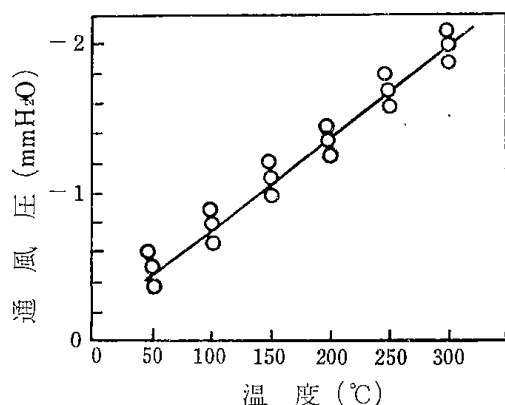


図 3 風速 0~4 m/sec 範囲の煙突排ガス温度と通風圧

スの吸引にあたっては、その発生の変化に応じて一定割合の排ガスを吸引した。排ガス吸引量は 100 ℓ ごとに 1 ステップ前進して新しいろ紙にばいじんを捕集するようにした。

(iv) 温度測定

室内・室外温度の計測は、抵抗式温度記録計を使用した。室内温度は、ストーブから 2.0 m はなれ、床から 1.5 m の位置で周囲 3 点 T_1' ・ T_2' ・ T_3' を測定してその平均値とした。室外温度 T_4' は、百葉箱を設けて測定した。排ガス温度は、ストーブ出口 T_1 ・室内出口 T_2 ・ばいじん吸入部 T_3 の 3 点を、煙突表面温度は、ストーブ出口部 t_1 ・室内出口部 t_2 の 2 点を、ストーブ表面温度は表面を等間隔に分けた位置を測定した。

これらについては、CA 熱電対を使用して自動記録させた。

(v) ガス分析

排ガスは、実験中に連続的に採取して平均ガスとし、分析はヘンペルとガスクロを併用した。

(vi) 煙突内の通風圧測定

ダイヤフラム型微圧計を使用して自動記録させた。

(vii) 風向き風速計

スカイペーン風向き風速計を使用し、実験室屋上に設置して測定した。

(3) 実験操作

ルンペンストーブは燃料の上に新聞紙一枚・薪 200 g を載せて点火し、貯炭式ストーブは新聞紙 1 枚・薪 200 g・燃料 1 kg を載せて点火し、着火後、貯炭筒に燃料を各ストーブに応じて一定量を投入した。実験は室内外温度差 (以下 ΔT とする) が一定となるように、ストーブ空気孔の開閉や灰落しなどの操作により調節し、1 時間当りの燃料消費量が約 1 kg 以下・1 kg~2 kg について行なった。その結果、ルンペンストーブ(a)では、 ΔT 18°C・23°C、ルンペンスループ(b)では、 ΔT 23°C、28°C、貯炭式ストーブ(a)では、 ΔT 18°C・23°C、貯炭式ストーブ(b)では 1 kg 以下の実験困難なため ΔT 28°C・33°C について行なった。この場合、1 時間当りの消費量は 1 kg 以上~2 kg 以下、2 kg 以上~3 kg 以下となった。また実験開始の室内温度は +10°C とし、実験中の室内温度は 30°C を限度として行なった。実験終了の判定は新たに燃料を補給した場合に残りのおきにより燃焼しうる最低点とし、そのときの排ガス温度 T_1 は、 ΔT 18°C のとき 15°C・23°C のとき 200°C で、28°C および 33°C のとき 250°C とした。終了後は、直ちにストーブの残留炭や燃渣を取り出し、空気をしや断して冷却し、計量・粉碎して分析試料とした。

2. 実験結果ならびに考察

各ストーブ別に ΔT を変えて燃焼させたときの、燃焼排ガセ温度 T_1 ・ T_2 、ばいじん濃度などの経時変化を図 4 に示す。また表 2 はその実験結果である。B・C 炭についての結果は、紙面の関係上図 4 には省略しその内容は表 2 に一括して示した。

(1) ばいじん発生量

ΔT を変えた場合の、各ストーブから発生するばいじん量は、表 2 のとおりである。これらの結果から考察するに、当所で開発した無煙燃料 (A 炭) は、着火時に若干のばいじんを発生するが、他の燃料に比較してその発生量は僅少である。その他の炭種のばいじん発生量は、バラッキはあるが、B 炭<D 炭<C 炭の順に多く、C 炭は特異な結果を示している。

使用したストーブでは、ルンペンストーブは特徴のある経過を示し、ばいじん発生量は少ない。これは気密性がよく、燃焼方式がガス燃焼とおき燃焼に分かれ、ばいじんは、前半のガス燃焼時に発生するもので、燃焼が上部より下部へ移行するにつれ、発生する分解ガスが上部おき層を通過する時に、上ブタの後方より供給される 2 次空気により燃焼するためと考えられる。貯炭式ストーブ(a)では、 ΔT 23°C の結果に比

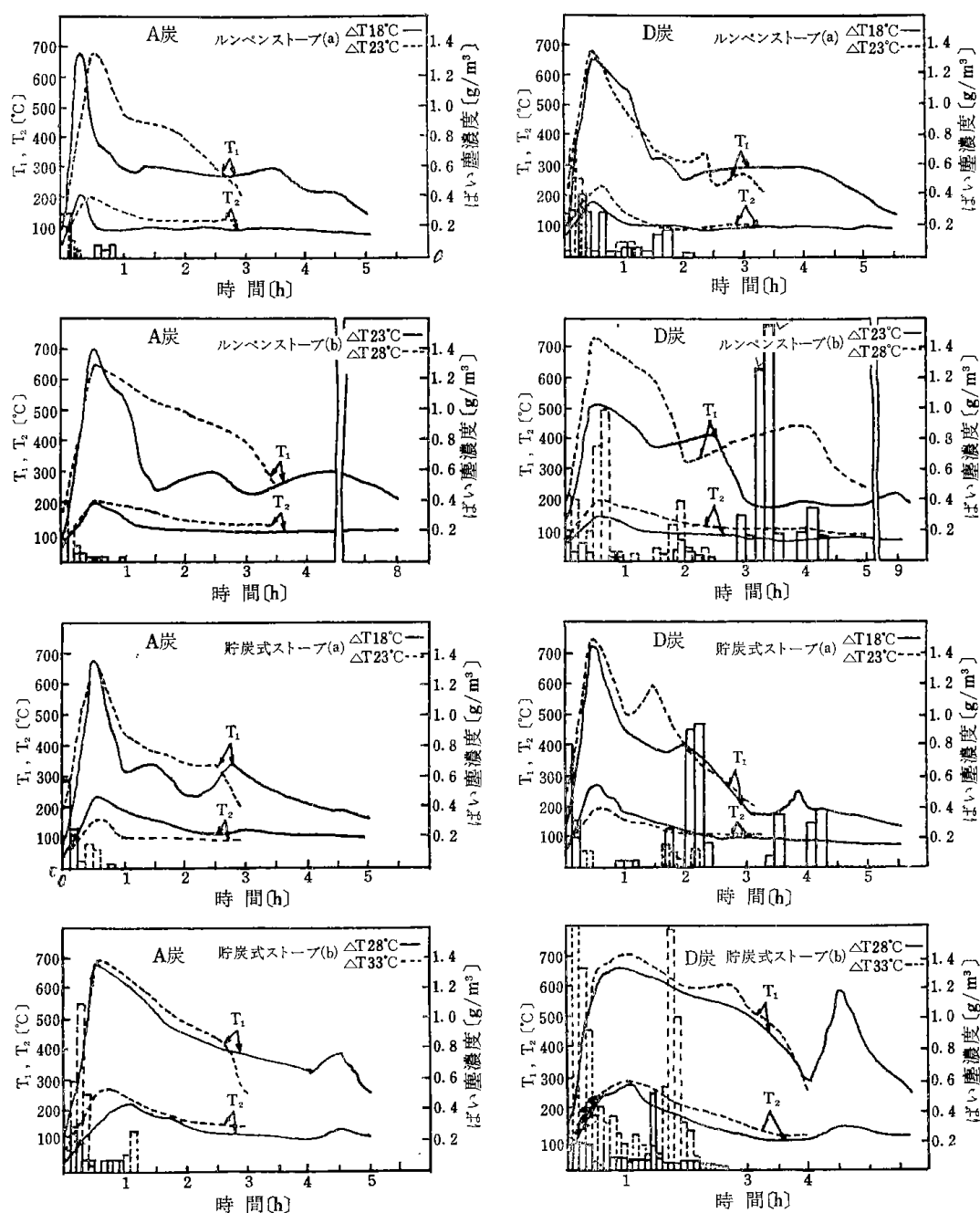


図4 燃焼実験結果 (ヒステムグラムはばい塵濃度を示す)

較し、 ΔT 18°C の場合、無煙燃料 (A炭) を除き、各種石炭ともに 2~3 倍のばいじんを発生する。 ΔT 18°C 燃焼では、排ガス温度が低下し、2次空気による燃焼が行なわれないで、逆に冷却されるためと考えられる。貯炭式ストーブ(b)では、 ΔT 35°C の場合、 ΔT 28°C の結果に比較して無煙燃料 (A炭) を除き 3.5~14倍のばいじんを発生する。これは火ごう面積に対して燃焼率が大きい状態での燃焼であって、供給する2次空気量が不足し、燃焼が十分行なわれないためと考えられる。以上より貯炭式ストーブで ΔT と

ばいじん発生量との関係は、 ΔT が過大または過小である場合に、ばいじんの発生する可能性が大きい。ストーブを使用するへやの大小に応じて設置するストーブの大きさを考慮する必要があることを示すものと考えられる。

(2) ストーブの熱効率

$$\text{熱効率} = \frac{\text{供給熱量} - \text{損失熱量}}{\text{供給熱量}} \times 100$$

により計算し、表2にその結果を示す。

各種ストーブは、共通して ΔT が大きいほど熱効

表 2 燃 焼 実 験 結 果

ストーブの 種 類	炭 種	ΔT [℃]	消費量 [kg/h]	排ガス平均温度 [℃]		排ガス CO ₂ (%)	空気比	熱 算				ばいじん量 [g/kg]	ばいじん 濃度 [g/m ³]			
				T ₁	T ₂			供給熱量 [Kcal/h]	損失熱量の内訳 [%]							
									乾き 排ガス	排ガスの水蒸気の CO	燃査中の 可燃分					
ルンペン ストーブ (a)	A	18	0.67	305	85	5.1	3.08	4517	25.8	4.7	1.8	1.0	66.7	[87.4]	1.5	0.07
	B	"	0.60	300	80	4.2	3.17	3886	25.9	5.7	1.9	0.7	65.8	[87.1]	3.4	0.16
	C	"	0.58	305	80	4.0	3.28	4176	27.5	4.8	1.0	0.9	65.8	[88.3]	4.6	0.20
	D	"	0.57	310	85	4.3	2.82	4557	23.9	4.4	2.5	0.5	68.7	[88.2]	5.9	0.30
	A	23	1.25	420	135	7.0	2.29	8423	26.9	5.4	0.0	0.9	66.8	[87.0]	1.1	0.08
	B	"	1.28	430	150	7.8	2.21	8186	26.5	6.1	0.0	0.6	66.8	[86.1]	1.9	0.14
	C	"	1.18	470	135	8.4	2.06	8401	27.0	5.7	0.0	1.1	66.2	[87.5]	5.7	0.41
	D	"	0.92	450	130	7.6	2.14	7331	26.7	6.6	0.6	0.6	65.5	[86.8]	5.2	0.31
ルンペン ストーブ (b)	A	23	0.69	285	80	5.8	2.27	4378	17.9	4.8	2.7	0.9	73.7	[88.3]	2.7	0.07
	B	"	0.67	255	75	5.3	2.30	4271	15.7	5.6	3.4	1.4	73.9	[86.7]	6.1	0.43
	C	"	0.66	270	85	4.8	2.56	4693	19.0	4.7	2.3	0.4	73.6	[88.4]	15.4	0.69
	D	"	0.60	270	75	5.8	2.27	4603	16.7	4.5	2.0	0.7	76.1	[81.8]	9.7	0.54
	A	28	1.67	510	170	9.0	1.77	10759	25.6	4.5	0.0	0.8	69.1	[88.1]	1.8	0.16
	B	"	1.67	500	160	8.5	1.84	10388	25.9	5.0	0.0	1.1	68.0	[87.6]	3.4	0.30
	C	"	1.38	480	130	9.8	1.81	9712	24.4	4.9	0.0	0.5	70.2	[90.1]	5.3	0.42
	D	"	1.10	470	130	9.4	1.71	9892	22.3	4.9	0.0	1.0	71.8	[89.9]	8.8	0.68
貯炭式 ストーブ (a)	A	18	0.60	290	65	6.1	2.10	3926	16.5	4.7	2.5	0.9	75.4	[90.0]	3.7	0.21
	B	"	0.59	280	70	6.6	2.08	3777	15.6	5.7	3.1	2.0	73.6	[87.0]	12.0	0.89
	C	"	0.58	255	60	4.8	2.65	4182	18.1	4.8	7.9	1.5	67.7	[83.6]	36.0	1.77
	D	"	0.56	285	65	5.0	2.91	4388	22.4	4.5	2.6	0.9	69.6	[89.1]	15.5	0.67
	A	23	1.22	410	105	7.6	2.03	7934	23.2	5.7	0.0	0.9	70.2	[89.4]	3.6	0.28
	B	"	1.25	460	110	9.0	1.84	7914	23.4	6.4	2.2	1.6	66.4	[86.4]	4.1	0.37
	C	"	1.00	465	110	9.4	1.56	7133	20.2	6.6	2.8	1.3	69.1	[86.8]	8.5	0.80
	D	"	0.95	480	130	9.1	1.93	7552	25.9	6.5	0.0	0.9	66.7	[88.0]	4.5	0.31
貯炭式 ストーブ (b)	A	28	1.30	455	145	7.6	1.98	8327	25.4	5.3	0.6	0.9	67.8	[87.3]	1.2	0.10
	B	"	1.27	475	110	8.2	1.77	7837	23.6	6.6	1.1	3.1	65.6	[86.4]	1.6	0.14
	C	"	1.25	480	125	7.0	2.03	8722	27.6	5.5	1.2	1.1	64.6	[87.3]	2.0	0.14
	D	"	1.18	495	130	7.9	1.83	9085	25.2	5.1	1.1	0.8	67.8	[88.7]	3.5	0.22
	A	33	2.17	515	155	9.2	1.86	13948	27.0	3.4	0.0	1.2	68.4	[89.3]	4.5	0.36
	B	"	2.17	530	150	9.4	1.77	13405	26.4	3.9	2.1	2.0	65.6	[86.6]	14.8	1.30
	C	"	2.06	550	150	8.9	1.77	14463	27.3	3.4	2.1	0.9	66.3	[88.1]	27.8	2.17
	D	"	1.63	535	165	8.6	1.93	12478	28.8	4.0	0.0	0.8	66.4	[88.4]	15.8	1.04

*排ガス平均温度 T₂ で計算した値

**全ばいじん量を使用燃料重量で除した値

***全ばいじん量をガス量で除した値

表3 入 熱 の 内 訳

ストーブ名	ΔT [°C]	炭種	ストーブ本体の表面より				煙 突 表 面 よ り				総 計 [Kcal/h]
			ストーブ 表面平均 温度[°C]	対流熱量 [Kcal/h]	放射熱量 [Kcal/h]	合 計 [Kcal/h]	煙突表面 平均温度 [°C]	対流熱量 [Kcal/h]	放射熱量 [Kcal/h]	合 計 [Kcal/h]	
ルンペン ストーブ (a)	18	A D	215 205	400 376	720 676	1120 1052	85 100	520 666	570 756	1090 1422	2210 2474
ルンペン ストーブ (a)	23	A D	270 280	528 556	1195 1294	1723 1850	115 120	806 815	955 1005	1761 1820	3484 3670
ルンペン ストーブ (b)	23	A D	225 220	505 490	1025 980	1530 1470	110 115	720 775	860 930	1580 1705	3110 3175
ルンペン ストーブ (b)	28	A D	280 300	672 736	1621 1892	2293 2628	130 130	875 875	1126 1126	2001 2001	4294 4629
貯炭式 ストーブ (a)	18	A D	200 195	546 531	943 898	1489 1429	90 90	565 565	632 632	1197 1197	2686 2626
貯炭式 ストーブ (a)	23	A D	255 255	742 742	1541 1541	2283 2283	125 130	875 929	1105 1185	1980 2114	4263 4397
貯炭式 ストーブ (b)	28	A D	220 210	820 764	1577 1433	2397 2197	150 160	1093 1220	1476 1670	2569 2891	4966 5088
貯炭式 ストーブ (b)	33	A D	245 245	935 935	1960 1960	2895 2895	185 190	1477 1495	2185 2306	3632 3801	6527 6696

率は低い、これは ΔT の大きいほど、いずれも排ガス温度が高いためである。損失熱量のうち最も大きいものは乾きガスの持ち去る熱量で、15.6～28.8%におよぶ。その他、排ガス中の水蒸気による熱量は 3.4～6.6%で、排ガス中の CO および燃査による熱量は 0.6～7.9%となっている。

(3) 実験室における入熱と出熱

実験室への入熱（放熱量）ならびに実験室よりの出熱（損失熱量）をそれぞれの式により計算した結果を第3・4表に示す。実験室内での入熱はストーブ本体ならびに煙突よりのもので、対流熱量（ H_c ）と放射熱量（ H_r ）に分類することができる。

$$H_c = h_c A' (T_s - T_g) \text{ Kcal/h} \cdots \cdots (1)$$

$$H_r = h_r A' (T_s - T_r) \text{ Kcal/h} \cdots \cdots (2)$$

A' : ストーブおよび煙突の表面積 (m^2)

h_c : 対流による境膜伝熱係数 ($\text{Kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$)

h_r : 放射伝熱係数 ($\text{Kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$)

T_s : 物体表面温度 ($^\circ\text{K}$)

T_g, T_r : 室内外温度差 ΔT ($^\circ\text{K}$)

また実験室よりの出熱 H は、壁・窓・天井・とびら・床などの熱伝導によるもの H_u 、換気（窓のすき間・とびらなどの開口部から侵入する外気）によるもの H_v 、ストーブ以外の室内で発生する熱量（たとえば室内を $+10^\circ\text{C}$ にするまでの熱量や照明器具からの熱量）を無視すると

$$H = H_u + H_v \text{ Kcal/h} \cdots \cdots (3)$$

また、 H_u, H_v はそれぞれ(4)・(5)式に示される。

$$H_u = KA (t_i - t_o) \cdots \cdots (4)$$

$$H_v = C_p r V n (t_i - t_o) \cdots \cdots (5)$$

A : 構造体の面積 (m^2)

C_p : 定圧比熱 ($\text{Kcal/}^\circ\text{Ckg}$)

K : 構造体の境膜伝熱係数 ($\text{Kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$)

n : 1時間当りの換気回数 (回/h)

r : 単位容積重量 (kg/m^3)

t_i : 室内温度 ($^\circ\text{C}$)

t_o : 室外温度 ($^\circ\text{C}$)

V : 室内容積 (m^3)

表3より、煙突からの入熱は非常に大きく、とくに ΔT 33°C では、ストーブ本体のものより大きいことを示している。またストーブ本体・煙突表面よりの放射熱量は、対流熱量より大きく、とくにストーブ本体表面放射熱量は、対流熱量の約2倍である。

表4より、使用した実験室における熱伝導による出熱は、換気によるものに比較して大きく大部分を占めていることを知る。

ΔT を一定にした燃焼実験の定常状態では、ストーブと煙突よりの入熱と実験室よりの出熱とは等しいと考えられるが、計算値では一致しなかった。ただし、ストーブ暖房にあたり注意すべき事項についての知見

表4 出熱の内訳

ΔT [°C]	H_t [Kcal/h]	H_v [Kcal/h]	H [Kcal/h]
18	3330	620	3950
23	4250	790	5040
28	5175	965	6140
33	6118	1138	7256

が得られた。

3. 総 括

ばいじん発生量の多少は、燃料の品質・ストーブの構造・ ΔT の変化などに関係する。

当所で開発した無煙燃料（A炭）は、各形式のストーブともばいじん量の発生が少ない。ストーブの形式ではルンペンストーブが他のストーブに比較してその発生量が少ない。 ΔT が過大または過小である場合に、ばいじんの発生が多い。

ストーブの熱効率、ルンペンストーブ65.5～76.0%、貯炭式ストーブ64.5～75.4%の結果を示し、ばいじん発生量と熱効率との間には複雑でいじりしい関

係は認められない。

計算値より推定すると、煙突からの入熱は、ストーブ本体よりのものに比較して大きい。したがって、通風圧を考慮して煙突よりの入熱を十分利用するようにストーブの位置や煙突の長さなどを考慮すべきである。ストーブよりの放射熱量は、対流熱量より大きい。

実験室よりの出熱は、熱伝導によるものが大部分を占めている。

無煙燃料（A炭）は、各形式のストーブにも使用可能であり、少ないばいじん発生で燃焼することができ、また燃料消費量・燃焼性なども他の石炭に比較し劣ることは認められない。

以上の実験結果を参考にし、燃焼調整の容易・気密性や、灰落し操作による室内の汚染などを考慮して試作したストーブについては、炭鉱技術 第24巻 第5号（昭和44年6月）次号に報告している。

終りに、本研究に関しご指導を賜った加藤康夫第3部長（現在、九州大学工学部応用化学教授）に対し、深く感謝致します。

Smokeless Fuel from Fine Coals Carbonized in a Fluidized Bed

SYNOPSIS:

The effects of air pollution upon health, especially those of domestic smokes in association with sulphur dioxide, may be more serious than is generally recognized. Since 1965, our research efforts have been concentrated on making solid smokeless domestic fuel of a moderate price from cheaper fine coal, under conditions giving the maximum yield of the solid product. The fine coal is carbonized at a mild temperature in a dense fluid-bed with a mechanical stirrer and then the char, while it is hot, is continuously briquetted by a double-roll press without any binder. The velocity of the fluidizing gas, which also contributes to the internal heating of carbonizer, need not be so high, because the use of a mechanical stirrer reduces the risk of agglomeration. The carbonizing temperature in a fluidized bed can be controlled automatically by regulating the coal input rate. The fluid-bed temperature may readily be controlled at $\pm 2^{\circ}\text{C}$. The qualities of briquettes depend both on the coal properties and the carbonizing conditions. All the experimental results were satisfactory giving us ground to attempt industrialization of the hot briquetting process. The equipment is comparatively simple and also is suited for a continuous and automatic operation. This paper gives the details of the experimental work at our laboratory.

北海道工業開発試験所報告
第 3 号

昭和46年3月1日 印刷
昭和46年3月30日 発行

編集兼発行者
発行所

山口 義 明
工業技術院北海道工業開発試験所
札幌市東月寒 41-2
電話 札幌 (861) 0 1 5 1

印刷人
印刷所

山 藤 邦 男
山藤印刷株式会社
札幌市南大通西 6 丁目
電話 札幌 (241) 3 0 4 7
