

# 玉米穗軸燃燒爐紊流分析

## Simulation of the Turbulent Flow Field in a Corncob Furnace

國立臺灣大學農機系副教授

吳 中 興

Wu, Chung-Hsing

### 摘 要

由於玉米穗軸等農產品固態廢棄物，不像油品那麼容易燃燒，且燃燒過程中，產生大量揮發物，需耗費較長的燃燒時間，所以燃燒室內迴流區的位置和大小及紊流強度，對玉米穗軸能否完全燃燒，影響很大。本文採用 $K-\epsilon$ 紊流模式，與有限差分方法，以數值模擬燃燒室內之紊流場，並討論不同風口之流量比，噴射角，二次通風口位置，及加裝三次通風口時，各項變數對流場之影響。

數值模擬結果顯示，若空氣主要由底部之一次通風口，進入燃燒室時，空氣滯留在燃燒室內的時間很短，不利於燃燒之完全。當進入二次通風口之流量較大時，才有顯著的迴留區產生。二次通風口的噴射角，應小於 $90^\circ$ ，否則二次通風口附近之寬闊迴流區會消失。改變二次通風口之位置，不影響迴流區與紊流強度之大小。若再增設三次通風口時，將使燃燒室低速迴流區之範圍擴增不少，對延長燃燒時間，有相當大的幫助。本研究之結果，將可做為日後玉米穗軸等農產品廢棄物燃燒爐研製及功能改進之參考。

### Abstract

Most crop residues, such as corncobs, exist in solid state. They are not so easily incinerated as petroleum products and need more time to oxidize the volatile material produced in the early stage of combustion. However, the proper position and domain occupied by the recirculation zone in a combustion chamber could improve the combustion effect of the corncob furnace magnificently by means of the increments of reaction time and turbulent intensity.

This study adopted the  $k-\epsilon$  turbulence model and employed the finite difference method to simulate the turbulent flow field inside the combustion chamber numerically.

The results of the simulation show that if most of air entered the combustion chamber from the bottom inlet port, the residence time for the mixture of air and volatile material in the chamber will be very short, therefore the related combustion efficiency can be concluded as not good. In the case that the ratio of air flow rates of the secondary and the first inlet ports is high, the obvious existence of the recirculation zone will be observed. The injection angle of the secondary inlet port should be smaller than  $90^\circ$ , otherwise the wide recirculation zone near the central area found in the

cases of acute injection angles may disappear. The movement of the position for the secondary inlet port can not alternate the range of the recirculation zone and its corresponding turbulence intensity. When a third inlet port was set up furthermore, the dimension of the low speed recirculation zone in the combustion chamber increased highly, and thus lengthened the combustion time evidently.

Hopefully the results of this research could offer valuable information for the construction or the modification of related biomass conversion equipments.

## 一、前 言

由於國內生活水準日益提昇，國人對於動物性蛋白質之攝取量，亦不斷提高，帶動了畜牧業及養殖業之長足進展，外加省產稻米生產過剩，且外銷受阻，於是政府有計畫的推行稻田轉作工作。在所有轉作物之中，又以飼料玉米為最重要。根據民國76年6月農林廳資料顯示，本省飼料玉米及食用玉米栽培總面積已達76,762公頃<sup>(1)</sup>，總產量為271,660公噸。當省產玉米收穫及脫粒之後，遺留下之玉米穗軸，約佔原有體積之半數，成為飼料玉米收穫後處理之一大困擾。若隨意棄之於地，蚊蠅孳生，將嚴重污染廣大農村之自然生態環境。在國人環保意識逐漸覺醒之際，這種原始之處理方式，將無法被接受。然而玉米穗軸之營養成份及經濟價值均不高，數量又極為龐大，無法全數轉用為飼料添加物或合板填料，若收集後，放置於垃圾掩埋場，將使掩埋場之使用年限縮短。在無適當處理方法之前，焚化法將是較理想之處理方式，因為燃燒爐設置容易，所佔之空間不大，可就近處理而縮短穗軸之輸送路程，焚化作業不受天候影響，且可有效地大幅縮減廢棄物之體積。

民國七十五年起，政府開始在各主要玉米產地，設立玉米穗收購及乾燥中心<sup>(2)</sup>。一個標準的農會玉米穗乾燥中心，在作業的季節裏，一天可生產含水率百分之二十的玉米軸心廿二公噸，若運用焚化法來處理，可結合熱交換裝置，將穗軸燃燒時所逸散之熱能，導入玉米粒乾燥裝置內，做為玉米粒乾燥時之部份熱源，將可大量降低所需之燃料油消耗量。

實用的燃燒爐，依其使用目的之不同，而有不同的設計。工業上用以產生巨大動力源之燃燒裝置，着重於如何利用有限的空間，達成迅速燃燒之目的，其使用之燃料為化學反應速率極快之高品質油

料。至於農業上，燃燒固體廢棄物，如玉米軸心之燃燒爐而言，由於廢棄物遠不如油品之易於燃燒，且又堆積在一起，無法與空氣充份接觸，因此經初步燃燒之後，產生大量未燃燒完全之濃黑氣體，若將之直接排入大氣之中，將造成嚴重的空氣污染，因此需要在燃燒室內，廢棄物堆積處上方，再度注入新鮮空氣，必要時甚至需供給輔助性燃料，提高燃燒溫度，以達成燃燒完全之目的。

一般而言，欲使燃料能夠完全燃燒，所需具備的條件如下：

- 1.需要充分的氧氣供應。
- 2.燃燒溫度必需高，以增加反應速率。
- 3.紊流強度要夠大，使燃料與空氣能充份混合。
- 4.要有足夠的燃燒時間。

對於玉米穗軸燃燒爐而言，由於穗軸不像油品那麼容易燃燒，且本身含水量高，熱含量低，又彼此堆積在一起，表面燃燒後，有灰分層覆蓋，使氧氣不易進入穗軸堆積處之內部，因此燃燒初期所產生之大量揮發物，無法遇到足夠的氧氣，加上穗軸本身所含可觀水份之蒸發，使得燃燒溫度降低，進而減緩燃燒速度，使得揮發物不易完全燃燒。為改善此現象，可從二次通風口，導入二次空氣。在設計二次通風口時，基本上需滿足下列之要求：

- 1.所促成之紊流，強度要足夠大，使燃燒不完全之揮發物，能與空氣充份混合，以增進其燃燒速率。
- 2.能夠形成足夠的迴流區，以便有充分的燃燒時間。

除此之外，若是要更進一步提高燃燒速率，可將進入二次風口之空氣，事先加以預熱處理。

有鑑於燃燒中混合氣體之紊流強度，及迴流情形，對燃燒爐功能之良窳，影響至深且大，因此本研究將燃燒室的流場，加以分析，嚐試以數值模擬

之方式，探討各種有關之參數，對燃燒爐流場之影響，做為日後設計、修改、及操作玉米穗軸燃燒爐，或是其它相近農產品廢棄物處理時之參考。

## 二、文獻探討

蔡慶隆、陳貽倫及呂端明等人，曾針對全省各地農會碾米廠之稻殼處理方式，做過問卷調查<sup>(8)</sup>，並研製成功一座旋風式稻殼燃燒爐<sup>(4)</sup>，這是本省處理農產品廢棄物之先例。吳中興與鄭景亮<sup>(6)</sup>曾以區域方法 (Zone Method)，求出玉米穗軸燃燒爐內，各區域的溫度分佈。吳中興<sup>(6)</sup>並且曾研製一造價低廉之玉米穗軸燃燒爐，及其相關的周邊設施。在歷經數次的燃燒試驗後，證實可做為省產玉米穗軸燃燒處理之用。Kranzler 與 Stone<sup>(7)</sup> 曾分析玉米穗軸燃燒時所產生的揮發物，碳分及灰分含量之重量百分組成，如表一所示。此表顯示揮發物為玉米穗軸之主要可燃燒成份。Tinney<sup>(8)</sup>，Blackshear 與 Murty<sup>(9)</sup>，Roberts<sup>(10)</sup>，Nolan<sup>(11)</sup>，Murty<sup>(12)</sup>，以及 Becker 與 Phillips<sup>(13)</sup> 等人，則曾從事與玉米穗軸類似性質之木質或纖維等有機物之燃燒研究。Kaiser 與 Frialman<sup>(14)</sup> 針對一系列廢棄物之熱解產物做定量分析及量測。Sternitz 與 Dvika<sup>(15)</sup> 曾量測燃燒室內部之溫度與氣體分佈。Hottel<sup>(16)</sup> 以數值模擬解析燃燒室內部溫度場。

表一：玉米穗軸熱解產物重量百分組成 (乾基)

揮發物	90.1%
固定碳	8.2%
灰分	1.7%

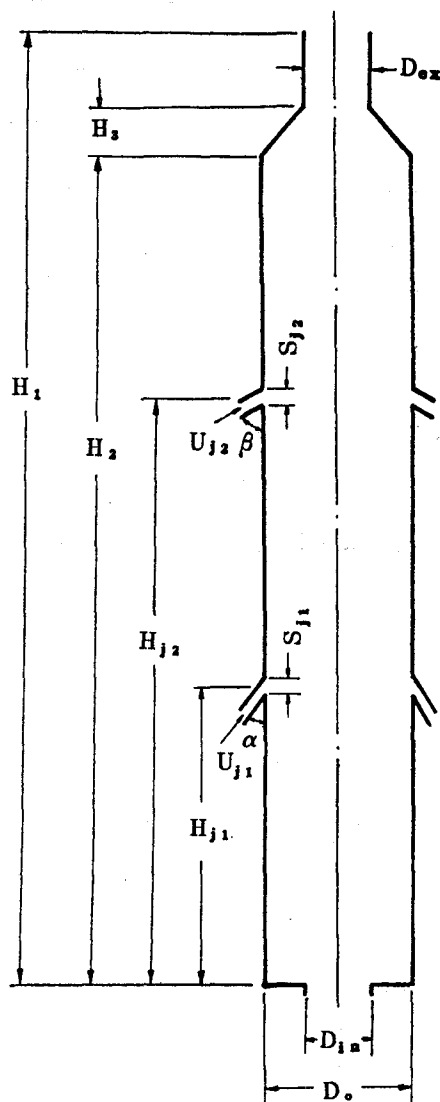
一公頃玉米所產生之廢棄物，所含之熱能相當可觀，足以乾燥十公頃以上玉米田所產生之玉米<sup>(17)</sup>。啤酒花收穫後之廢棄物，所含熱能，比其乾燥作業所需能量，多出二至三倍<sup>(18)</sup>。民國七十四年，省產飼料玉米乾燥作業所消耗的高級柴油及煤油，全年估計為五百七十萬公升<sup>(6)</sup>，因此本省玉米收穫後，遺留之廢棄物，若善加利用，將可望成為在農村容易大量獲得，而且成本相當低廉之替代性能源。

在燃燒室流場分析方面，Lilly<sup>(19,20,21,22)</sup> 曾以數值模擬方式，探討渦動式燃燒室 (swirler

combustor) 內之紊流流場特性。Drewry<sup>(23)</sup> 在突張式燃燒室中，噴入兩種惰性反應之氣體，量測其濃度分佈。El-Mahallawy 等人<sup>(24)</sup> 則以實驗探討燃燒室中有化學反應之流場，與無化學反應流場之間的相似性。

## 三、紊流流場分析

本研究模擬之玉米穗軸燃燒爐，其燃燒室形狀如圖一所示。外界新鮮空氣，分別由兩部份或三部份進入燃燒室。其中之一由爐底一次通風口進入燃燒室，使玉米穗軸作初步燃燒，其餘的空氣由爐體周圍之二次通風口，或二次與三次通風口，進入燃燒室，使燃燒更臻於完全。



圖一 玉米穗軸燃燒爐之燃燒室尺寸

3-1 流場統制方程式

實際使用的燃燒爐，其入口處之雷諾數均相當高，因此本文考慮燃燒室內之流體流動為一紊流場。假設流場為軸對稱，且為等溫流場，在燃燒情況已達穩定狀態時，燃燒室流場之連續方程式，可以表示為：

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r\rho v) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho u) = 0 \quad (1)$$

其軸向動量方程式可以表示為：

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r\rho v u) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho u u) = -\frac{\partial p}{\partial z} + \frac{\partial}{\partial z} (\tau_{zz} - \rho \overline{u'u'}) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r\tau_{rz} - r\rho \overline{u'v'}) - \rho g \quad (2)$$

式中  $\tau_{zz} = 2\mu_t \frac{\partial u}{\partial z}$  .....(3)

$$\tau_{rz} = \mu_t \left( \frac{\partial u}{\partial r} + \frac{\partial v}{\partial z} \right) \quad (4)$$

(2)式中所增加的項  $-\rho \overline{u'u'}$  及  $-\rho \overline{u'v'}$ ，其單位與層流應力 (laminar stress) 相同，係由於紊流飄動 (turbulent fluctuation) 所造成，稱為雷諾應力 (Reynolds stress)。除了在很接近爐壁之區域之外，雷諾應力的值遠比層流應力為大。為處理這些項，工程上常引用 Boussinesq 所提出之觀念，設定：

$$-\rho \overline{u'u'} = 2 \mu_t \frac{\partial u}{\partial z} \quad (5)$$

$$-\rho \overline{u'v'} = \mu_t \left( \frac{\partial u}{\partial r} + \frac{\partial v}{\partial z} \right) \quad (6)$$

式中  $\mu_t$  稱為紊流黏性 (turbulent viscosity)。 $\mu_t$  與分子黏性  $\mu$  不同之處，為  $\mu_t$  是流體的一個性質 (property)，而  $\mu$  之值則隨流場型式，及流場位置而變化。 $\mu_t$  值之決定，由早期 Prandtl 所提出之混合長度 (mixing length) 理論，逐漸演變成目前廣泛使用之  $k-\epsilon$  紊流模式<sup>(25)</sup>。此模式以紊流動能  $k$  (turbulent kinetic energy) 及紊流動能消耗率  $\epsilon$  (dissipation rate of turbulent kinetic energy) 表示。 $\mu_t$ 如下式所示：

$$\mu_t = c_\mu \rho k^2 / \epsilon \quad (7)$$

式中  $c_\mu$  為一常數。軸向動量方程式可改寫成：

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r\rho v u) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho u u) = -\frac{\partial p}{\partial z} + \frac{\partial}{\partial z} (\sigma_{zz}) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r\sigma_{rz}) - \rho g \quad (8)$$

式中

$$\sigma_{zz} = \tau_{zz} - \rho \overline{u'u'} = 2\mu_{eff} \frac{\partial u}{\partial z} \quad (9)$$

$$\sigma_{rz} = \mu_{eff} \left( \frac{\partial u}{\partial r} + \frac{\partial v}{\partial z} \right) \quad (10)$$

$$\mu_{eff} = \mu + \mu_t \quad (11)$$

同樣方式可獲得徑向動量方程式為：

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r\rho v v) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho u v) = -\frac{\partial p}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r\sigma_{rr}) + \frac{\partial}{\partial z} (\sigma_{rz}) - \frac{1}{r} \sigma_{\theta\theta} \quad (12)$$

式中

$$\sigma_{rr} = 2\mu_{eff} \frac{\partial v}{\partial r} \quad (13)$$

$$\sigma_{\theta\theta} = 2\mu_{eff} \frac{v}{r} \quad (14)$$

紊流動能方程式為：

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r\rho v k) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho u k) = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r \frac{\mu_{eff}}{\sigma_k} \frac{\partial k}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \frac{\mu_{eff}}{\sigma_k} \frac{\partial k}{\partial z} \right) + G - \rho \epsilon \quad (15)$$

式中

$$G = \sigma_{rz} \frac{\partial v}{\partial r} + \sigma_{\theta\theta} \frac{v}{r} + \sigma_{zz} \frac{\partial u}{\partial z} + \sigma_{rz} \left( \frac{\partial u}{\partial r} + \frac{\partial v}{\partial z} \right) \quad (16)$$

紊流動能消耗率 (Dissipation rate of turbulent kinetic energy) 方程式為：

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r\rho v \epsilon) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho u \epsilon) = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r \frac{\mu_{eff}}{\sigma_\epsilon} \frac{\partial \epsilon}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \frac{\mu_{eff}}{\sigma_\epsilon} \frac{\partial \epsilon}{\partial z} \right) + \frac{\epsilon}{k} (c_1 G - c_2 \rho \epsilon) \quad (17)$$

以上各式之常數值，設定如下<sup>(26,27)</sup>：

- $c_1 = 1.44$
- $c_2 = 1.79$
- $c_\mu = 0.09$
- $c_k = 1.0$
- $c_\epsilon = 1.3$

### 3-2 邊界條件

#### 3-2-1 入口處邊界條件

爐底通風口入口處之軸向速度，徑向速度，紊流動能，及紊流動能消耗率分別為：

$$u = U_b \dots\dots\dots(18)$$

$$v = 0 \dots\dots\dots(19)$$

$$k_b = \alpha_k U_b^2 \dots\dots\dots(20)$$

$$\epsilon_b = c_p k_b^{3/2} / 0.03 r_1 \dots\dots\dots(21)$$

式中  $U_b$  為由底部一次通風口，進入燃燒室之空氣流速， $\alpha_k$  為  $0.03^{(28)}$ ， $r_1$  為燃燒爐內徑。

空氣由二次及三次通風口，進入燃燒室之軸向速度，徑向速度，紊流動能，及紊流動能消耗率分別為：

$$u_{j1} = U_{j1} \cos \alpha \dots\dots\dots(22)$$

$$u_{j2} = U_{j2} \cos \beta \dots\dots\dots(23)$$

$$v_{j1} = U_{j1} \sin \alpha \dots\dots\dots(24)$$

$$v_{j2} = U_{j2} \cos \beta \dots\dots\dots(25)$$

$$k_{j1} = \alpha_k U_{j1}^2 \dots\dots\dots(26)$$

$$k_{j2} = \alpha_k U_{j2}^2 \dots\dots\dots(27)$$

$$\epsilon_{j1} = c_p k_{j1}^{3/2} / \alpha_k r_1 \dots\dots\dots(28)$$

$$\epsilon_{j2} = c_p k_{j2}^{3/2} / \alpha_k r_1 \dots\dots\dots(29)$$

$U_{j1}$  及  $U_{j2}$  分別為由二次及三次通風口進入之空氣流速。

#### 3-2-2 中心線處邊界條件

因流場為軸對稱，所以：

$$\frac{\partial u}{\partial r} = 0 \dots\dots\dots(30)$$

$$v = 0 \dots\dots\dots(31)$$

$$\frac{\partial k}{\partial r} = 0 \dots\dots\dots(32)$$

$$\frac{\partial \epsilon}{\partial r} = 0 \dots\dots\dots(33)$$

#### 3-2-3 出口處邊界條件

當流場已成為完全發展流時：

$$\frac{\partial u}{\partial z} = 0 \dots\dots\dots(34)$$

$$v = 0 \dots\dots\dots(35)$$

$$\frac{\partial k}{\partial z} = 0 \dots\dots\dots(36)$$

$$\frac{\partial \epsilon}{\partial z} = 0 \dots\dots\dots(37)$$

#### 3-2-4 爐壁邊界條件

流體具有黏性，使得爐壁表面上之  $u$ ， $v$ ， $k$  及  $\epsilon$  皆為零，並且在固體邊界附近，形成一層流次

邊界層 (laminar sublayer)。因此紊流方程式需要加以修正。一般採用以下所述之壁障函數 (wall function)<sup>(25)</sup>，修正此區域內之流動特性。

$$u^+ = y^+, \text{ 當 } y^+ < 11.63 \dots\dots\dots(38)$$

$$u^+ = \frac{1}{k} \ln E y^+, \text{ 當 } y^+ > 11.63 \dots\dots\dots(39)$$

經實驗校正後， $k$  值取  $0.4$ ， $E$  值取  $9.0^{(29)}$ 。

式中

$$u^+ = u/u^* \dots\dots\dots(40)$$

$$y^+ = y u^* / \nu \dots\dots\dots(41)$$

$$u^* = (\tau_w / \rho)^{1/2} \dots\dots\dots(42)$$

$\tau_w$  為爐壁之剪應力， $y$  為與爐壁最接近之網格點與壁面之距離。

### 四、數值分析

#### 4-1 差分方程式之建立

觀察上述諸偏微分方程式，可歸納出其共通之型式如下：

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \rho v \phi) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho u \phi) = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r c \frac{\partial \phi}{\partial r}) + \frac{\partial}{\partial z} (c \frac{\partial \phi}{\partial z}) + s_s \dots\dots\dots(43)$$

上式左邊兩項，以及右邊前二項，分別代表對流項 (convective term) 及擴散項 (diffusive term)；右邊最後一項為源項 (source term)。式中  $\phi$  為參數， $c$  為擴散係數；與  $\phi$ ， $c$  及  $s_s$  相對應之項，分別列於表二之中。

表二 統制方程式及通式各項對應表

守恒方程式	$\phi$	$c$	$s_s$
質 量	1	0	0
軸 向 動 量	$u$	$\mu_{eff}$	$-\frac{\partial p}{\partial z} + s_u$
徑 向 動 量	$v$	$\mu_{eff}$	$-\frac{\partial p}{\partial r} + s_v$
紊 流 動 量	$k$	$\mu_{eff} / \sigma_k$	$G - \rho \epsilon$
紊流動量消耗率	$\epsilon$	$\mu_{eff} / \sigma_\epsilon$	$\frac{\epsilon}{k} (c_1 G - c_2 \rho \epsilon)$

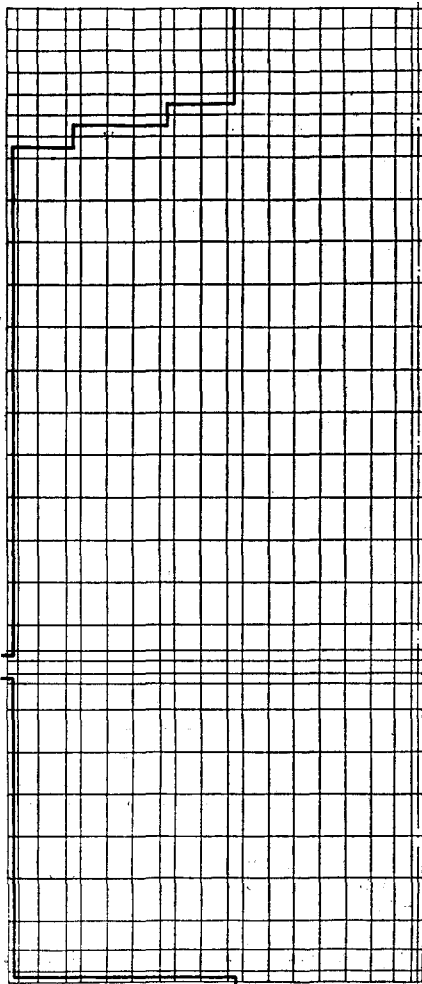
$$s_u = \frac{\partial}{\partial z} (\mu_{eff} \frac{\partial u}{\partial z}) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \mu_{eff} \frac{\partial v}{\partial r}) - \rho g$$

$$s_v = \frac{\partial}{\partial z} (\mu_{eff} \frac{\partial u}{\partial r}) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \mu_{eff} \frac{\partial v}{\partial r}) - \frac{2\mu_{eff} v}{r^2}$$

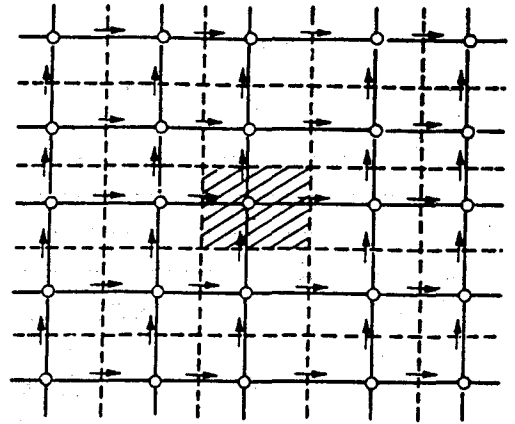
本研究採用有限差分法，將上述統制方程式，化爲差分方程式。對於爐體頂端之圓錐部份，以一系列之階梯近似之，如圖二所示。在差分之過程中，爲避免不合理現象發生，採用交錯網格方式<sup>(30,31)</sup>，將各參數所在之網格點位置安排如圖三所示。圖四及圖五分別爲軸向速度  $u$ ，及徑向速度  $v$  之控制體積；圖六爲除  $u$  及  $v$  外，其它參數之控制體積。在執行一次及二次通風之數值模擬時，將流場劃分成  $20 \times 32$  個格子系統來做運算，如圖二所示。

將(43)式對控制體積積分：

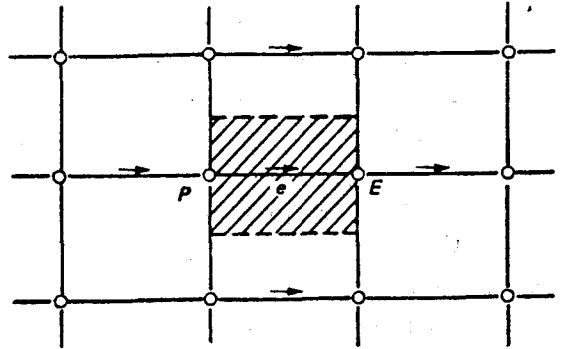
$$\begin{aligned} \iint_{\Delta v} & \left\{ \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \rho v \phi) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho \phi u) - \frac{1}{r} \right. \\ & \left. \frac{\partial}{\partial r} (r c \frac{\partial \phi}{\partial r}) - \frac{\partial}{\partial z} (c \frac{\partial \phi}{\partial z}) \right\} dv \\ & = \iint_{\Delta v} s_p dv \dots \dots \dots (44) \end{aligned}$$



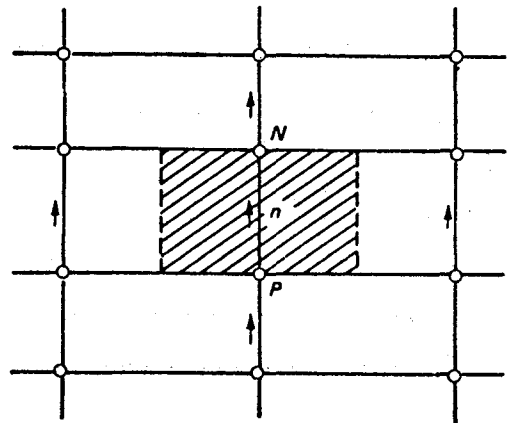
圖二 數值模擬使用之網格系統



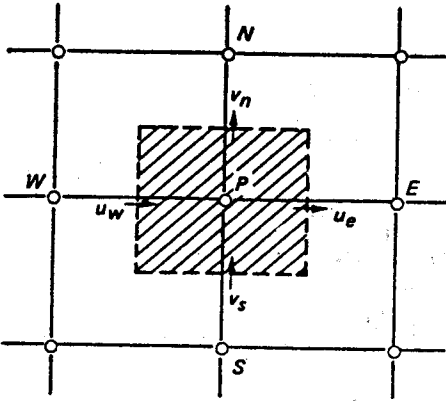
圖三 速度網格系統



圖四 軸向速度之控制體積



圖五 徑向速度之控制體積



圖六 非速度參數之控制體積

式中

$$dv = 2\pi r dr dz \dots\dots\dots(45)$$

為避免發散現象發生，將源項線性化為：

$$\iint v_s s_p dv = (s_p \phi_p + s_c) \Delta v \dots\dots\dots(46)$$

式中  $s_p$  需為負值<sup>(31)</sup>。

將(44)式整理可得：

$$\begin{aligned} & [\rho v \phi - c \frac{\partial \phi}{\partial r}]_n A_n - [\rho v \phi - c \frac{\partial \phi}{\partial r}]_s A_s + \\ & [\rho u \phi - c \frac{\partial \phi}{\partial z}]_e A_e - [\rho u \phi - c \frac{\partial \phi}{\partial z}]_w A_w \\ & = (s_p \phi_p + s_c) \Delta v \dots\dots\dots, \end{aligned}$$

式中  $n, s, e$  及  $w$  分別表示控制體積之北面，南面，東面及西面。

將(43)式應用在一度空間，且無源項之情況時，其統制方程式為

$$\frac{d}{dz} [\rho u \phi - c \frac{d\phi}{dz}] = 0 \dots\dots\dots(48)$$

上式對控制體積積分，其解為：

$$\begin{aligned} & F_e (\phi_p + \frac{\phi_p - \phi_E}{\exp(p_e) - 1}) - F_w (\phi_w + \\ & \frac{\phi_w - \phi_p}{\exp(p_w) - 1}) = 0 \dots\dots\dots(49) \end{aligned}$$

上式可改寫為下列之標準型式：

$$a_p \phi_p = a_E \phi_E + a_w \phi_w \dots\dots\dots(50)$$

式中

$$a_E = \frac{F_e}{\exp(F_e/D_e) - 1} \dots\dots\dots(51 a)$$

$$a_w = \frac{F_w \exp(F_w/D_w)}{\exp(F_w/D_w) - 1} \dots\dots\dots(51 b)$$

$$a_p = a_E + a_w \dots\dots\dots(51 c)$$

$$F_e = (\rho A u)_e \dots\dots\dots(52 a)$$

$$F_w = (\rho A u)_w \dots\dots\dots(52 b)$$

$$D_e = (cA/\Delta z) \dots\dots\dots(52 c)$$

$$D_w = (cA/\Delta z) \dots\dots\dots(52 d)$$

$$p_e = F_e/D_e \dots\dots\dots(52 e)$$

$$p_w = F_w/D_w \dots\dots\dots(52 f)$$

由於(51)式含有指數函數，而且當有源項時，無法獲得真正解 (exact solution)，因此 Patankar<sup>(32)</sup> 提出可獲得良好近似效果之乘幕法則體系 (power law scheme) 如下：

$$a_E = D_e A (|p_e|) + [|-F_e, 0|] \dots\dots\dots(53 a)$$

$$a_w = D_w A (|p_w|) + [|F_w, 0|] \dots\dots\dots(53 b)$$

式中

$$A(|p_i|) = [0, (1 - 0.5|p_i|)^5] \dots\dots\dots(54)$$

以相同方法擴充至二維方程式，可得：

$$a_p \phi_p = a_E \phi_E + a_w \phi_w + a_n \phi_n + a_s \phi_s + s \dots\dots\dots(55)$$

式中  $a_E$  與  $a_w$  和(53)式中之定義相同；

$$a_N = D_n A (|p_n|) + [|-F_n, 0|] \dots\dots\dots(56 a)$$

$$a_s = D_s A (|p_s|) + [|F_s, 0|] \dots\dots\dots(56 b)$$

$$a_p = a_E + a_w + a_n + a_s - s_p \Delta v \dots\dots\dots(56 c)$$

$$s = s_c \Delta v \dots\dots\dots(56 d)$$

$$F_n = (\rho A v)_n \dots\dots\dots(56 e)$$

$$F_s = (\rho A v)_s \dots\dots\dots(56 f)$$

$$D_n = (cA/\Delta r)_n \dots\dots\dots(56 i)$$

$$D_s = (cA/\Delta r)_s \dots\dots\dots(56 j)$$

$$p_n = F_n/D_n \dots\dots\dots(56 k)$$

$$p_s = F_s/D_s \dots\dots\dots(56 l)$$

#### 4-2 差分方程式之求解程序

當動量方程式對控制體積積分時，若將壓力項由源項提出時，可得下列差分方程式：

$$a_o u_o = \sum a_{nb} u_{nb} + s + (p_p - p_E) A_o \dots\dots\dots(57)$$

$$a_n v_n = \sum a_{nb} u_{nb} + s + (p_p - p_N) A_n \dots\dots\dots(58)$$

式中  $a_{nb}$  表示網格點周圍四個點之速度項係數。非速度變數之差分方程式，則採用(55)式。(55)式，(57)式及(58)式均為非線性方程式，採用 SIMPLE (Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equations) 法<sup>(33,34)</sup>，以疊代方式求解，其步驟如下所式：

1. 預估壓力值  $p^*$ 。

2. 解方程式(57)式及(58)式，可得一個不完美的速度場  $u^*$  及  $v^*$ ：

$$a_o u_o^* = \sum a_{nb} u_{nb}^* + s + (p_p^* - p_E^*) A_o \dots\dots\dots(59)$$

$$a_n v_n^* = \sum a_{nb} v_{nb}^* + s + (p_p^* - p_N^*) A_n \dots\dots\dots(60)$$

3. 算出壓力修正量  $p'$ ：

設  $p^*$ ,  $u^*$  及  $v^*$  之修正量，分別為  $p'$ ,  $u'$  及

v', 則:

$$p = p^* + p' \quad \dots\dots\dots(61)$$

$$u = u^* + u' \quad \dots\dots\dots(62a)$$

$$v = v^* + v' \quad \dots\dots\dots(62b)$$

將(57)式減去(59)式可導出壓力修正量與速度修正量間之關係如下式:

$$a_o u'_o = \sum a_{nb} u'_{nb} + (p'_p - p'_E) A_o \quad \dots\dots\dots(63)$$

因 u' 只是 u\* 疊代過程之修正量, 為避免解複雜的壓力修正方程式, 將右邊第一項略去<sup>(31)</sup>, 可得

$$a_o u'_o = (p'_p - p'_E) A_o \quad \dots\dots\dots(64)$$

$$u'_o = d_o (p'_p - p'_E) \quad \dots\dots\dots(65)$$

式中

$$d_o = A_o / a_o \quad \dots\dots\dots(66)$$

將速度修正量公式(65)式, 代入式(62a), 可得:

$$u_o = u^*_o + d_o (p'_p - p'_E) \quad \dots\dots\dots(67)$$

以相同方式, 可得:

$$v = v^* + d_n (p'_p - p'_N) \quad \dots\dots\dots(68)$$

將連續方程式(1)對控制體積分可得:

$$(\rho u A)_e - (\rho u A)_o + (\rho v A)_n - (\rho v A)_s = 0 \quad \dots\dots\dots(69)$$

將(67)式與(68)式代入(69)式, 可得壓力修正式如下:

$$a_p p'_p = a_E p'_E + a_w p'_W + a_N p'_N + a_s p'_s + b \quad \dots\dots\dots(70)$$

式中

$$a_E = (\rho A d)_e \quad \dots\dots\dots(71a)$$

$$a_w = (\rho A d)_w \quad \dots\dots\dots(71b)$$

$$a_N = (\rho A d)_n \quad \dots\dots\dots(71c)$$

$$a_s = (\rho A d)_s \quad \dots\dots\dots(71d)$$

$$a_p = a_E + a_w + a_N + a_s \quad \dots\dots\dots(71e)$$

$$b = (\rho A u^*)_e - (\rho A u^*)_o + (\rho A v^*)_n - (\rho A v^*)_s \quad \dots\dots\dots(71f)$$

由(70)式, 可求得壓力修正量 p'.

4. 將 p' 代入(61)式, 可得修正壓力場 p.

5. 由速度修正公式(67)式及(68)式, 可得修正速度場 u 及 v.

6. 由(55)式解出紊流動能及紊流動能消耗率之差分方程式.

7. 將修正後之壓力, p 當作新的預估值 p\*, 回到步驟 2, 並重覆相同程底, 直至收斂為止.

### 4-3 運算收斂準則

在整個求解過程之中,  $\phi$  及 p' 並不能完全滿足(55)式及(70)式, 其殘餘量 R'\_{os} 為:

$$R'_{os} = a_o \phi_p - \sum a_{nb} \phi_{nb} - s \quad \dots\dots\dots(72)$$

當  $\phi$  及 p' 完全滿足上式, 則 R'\_{os} 為零。本研究將收斂標準合理地訂為:

$$\sum \frac{|b|}{M_{in}} < 0.004 \quad \dots\dots\dots(73a)$$

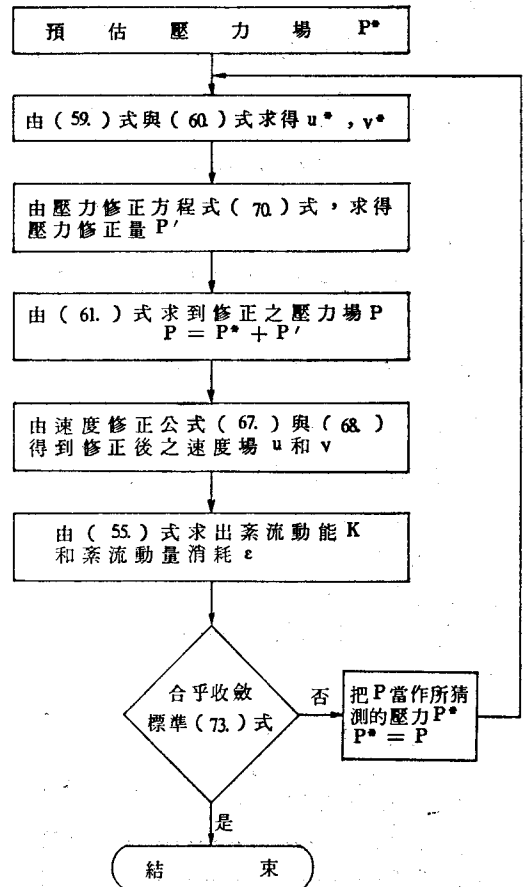
$$\sum \frac{|R'_{os}|}{M_{in} U_{in}} < 0.004 \quad \dots\dots\dots(73b)$$

$$\sum \frac{|R'_{os}|}{M_{in} U_{in}} < 0.004 \quad \dots\dots\dots(73c)$$

$$\sum \frac{|R'_{os}|}{M_{in} k_{in}} < 0.004 \quad \dots\dots\dots(73d)$$

式中 M\_{in}, U\_{in} 及 k\_{in} 分別代表各燃燒室入口處之流量, 軸向速度, 及紊流動能。

本章所描述的整個求解過程之流程圖, 可繪製如圖七所示。



圖七 差分方程式求解過程流程圖



## 五、結果與討論

本研究模擬之玉米穗軸燃燒爐（見圖一），其主要尺寸可設定成總高度  $H_1$  為 430 公分，爐底至縮口之高度  $H_2$  為 380 公分，有斜度部份之高度  $H_3$  為 20 公分，燃燒室直徑  $D_0$  為 65 公分，底部一次通風口之直徑  $D_{1n}$  為 30 公分，廢氣出口之直徑  $D_{0x}$  為 30 公分，其餘尺寸則機動調整，以瞭解其對流場所造成之影響。燃燒室內之工作流體為  $20^\circ\text{C}$  之空氣，其密度  $\rho$  為  $1.211 \text{ kg/m}^3$ ，分子黏性  $\mu_i$  為  $1.8 \times 10^{-5} \text{ kg/m}\cdot\text{s}$ 。為瞭解各通風口對流場所造成之影響，本研究將分別探討一次及二次通風所造成之紊流場，以及增設三次通風口時，對流場特性造成之影響。

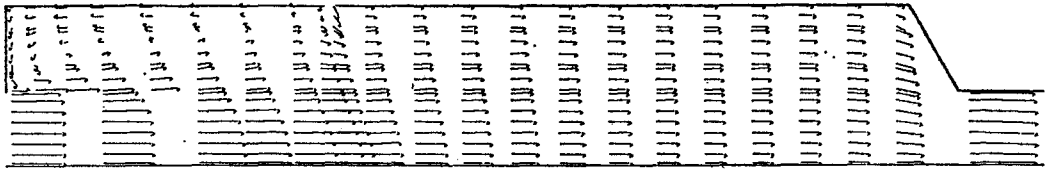
### 5-1 一次及二次通風之紊流場

本節將探討外界空氣主要由一次或二次通風口，進入燃燒室，所造成流動特性之差異，以及改變

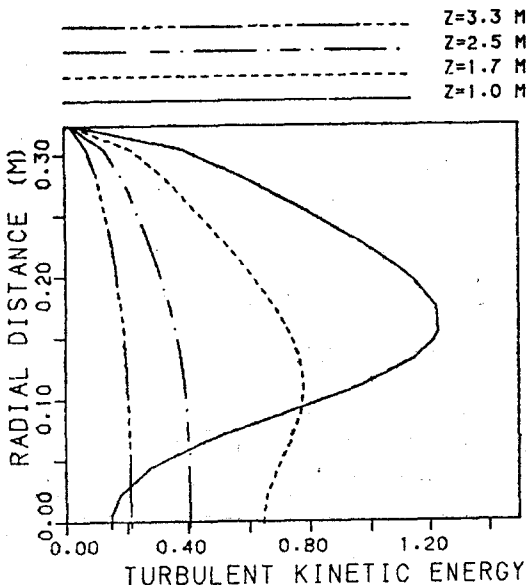
一次通風量，二次通風量，噴射角  $\alpha$ ，與二次風口之位置，對流場產生之影響。茲分別討論如下。

#### 5-1-1 一次通風量為主風量之流場特性

當  $U_0$  為  $5.0 \text{ m/s}$ ， $v_{j1}$  為  $1.0 \text{ m/s}$ ， $m_2/m_1$  為  $1/2$ ， $s_{j1}$  為 5 公分， $H_{j1}$  為 135 公分，及噴射角  $\alpha$  為  $90^\circ$ ，其速度場與紊流動能分佈，如圖八及圖九所示。由圖上可看出在爐底與二次通風口間，有迴流產生，其寬度隨高度增加而減少；燃燒室內其餘區域，流體流動方向，幾乎與軸平行而且速度相當高，亦即進入燃燒室內之新鮮空氣，逗留在燃燒室的時間很短，因此可燃燒時間不長。其紊流動能在角落迴流區較高，但相對地在軸心處則低。在二次通風口上方，其紊流強度隨高度增加而迅速減小，玉米穗軸所產生之大量揮發物，無法在燃燒室有限距離之內，燃燒完畢，因此其火焰長度延續較高，必須增加燃燒爐高度，來促成揮發物之完全燃燒。在流體高速運動時，火焰穩定性亦偏低，因此這並不是一個良好的燃燒情況。



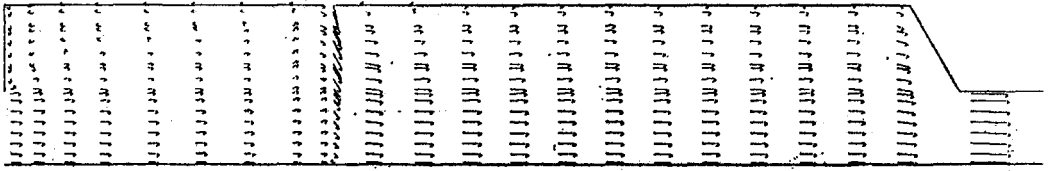
圖八 主風量由爐底進入之速度場



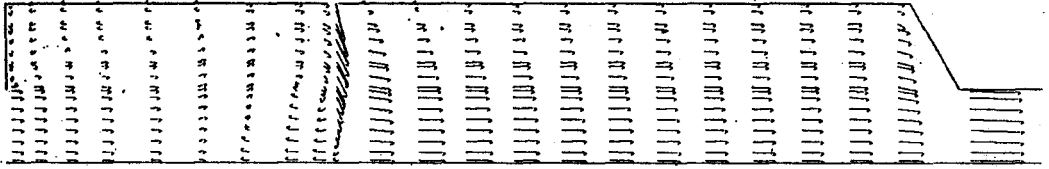
圖九 主風量由爐底進入之紊流動能分佈

#### 5-1-2 二次風量對流場之影響

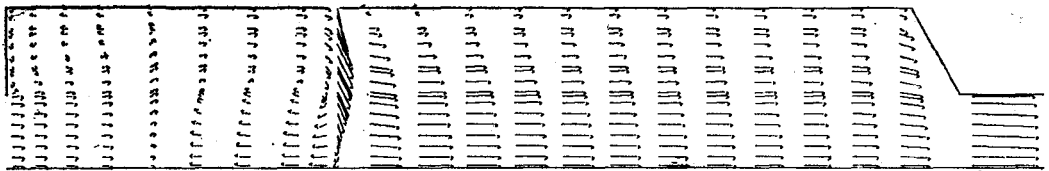
由以上分析得知，由底部一次通風口進入之風量，流速不宜太大，假設為  $0.723 \text{ m/s}$ 。茲將二次空氣入口之尺寸及位置設定成  $s_{j1}$  為 5 公分， $H_{j1}$  為 135 公分，及噴射角  $\alpha$  為  $90^\circ$ 。圖十至圖十二之二次空氣流速  $U_{j1}$  分別是  $2 \text{ m/s}$ ， $3 \text{ m/s}$  及  $4 \text{ m/s}$ （亦即  $m_2/m_1$  分別為 4，6 及 8）時，燃燒室之速度場。圖十三至圖十五分別是三個不同位置為 100 公分，170 公分，及 250 公分處之紊流動能分佈圖。由圖十可看出，在  $U_{j1}$  為  $2 \text{ m/s}$  時，燃燒室內流體的流動方向大致與軸方向平行；當流量比逐漸增加，二次通風口附近之流場，逐漸發生變化。由圖十一可觀察出在二次通風口下方，已產生一迴流區。由圖十二可看出當  $U_{j1}$  進一步增加時，迴流區的範圍亦隨之擴大。迴流區愈大，玉米穗軸燃燒所產生之大量揮發物與空氣，在此地區停留之時間愈長，其相對的燃燒時間亦增長。



圖十 二次與一次風量比對速度場之影響 ( $v_{j1}=2$  m/s)



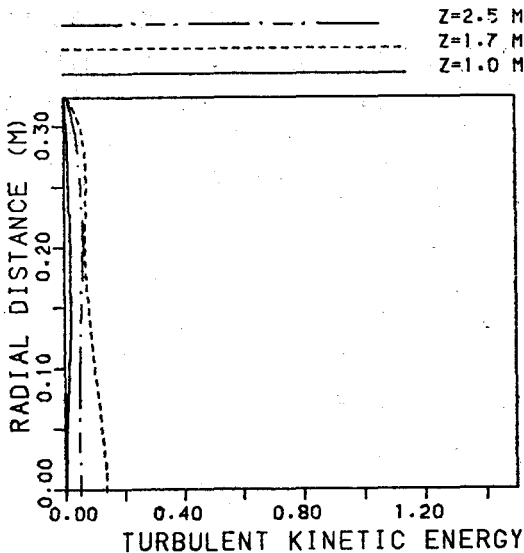
圖十一 二次與一次風量比對速度場之影響 ( $v_{j1}=3$  m/s)



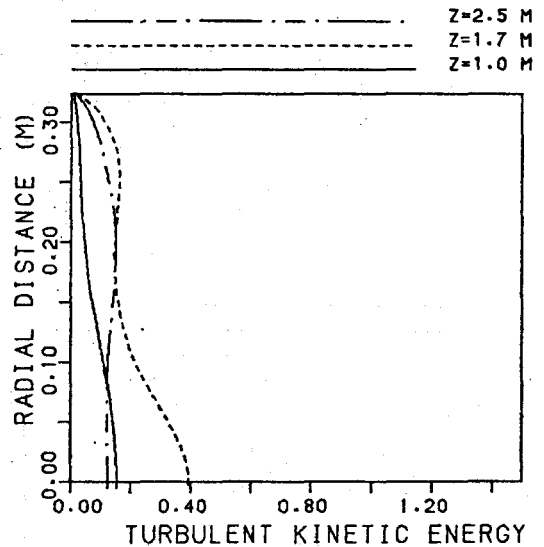
圖十二 二次與一次風量比對速度場之影響 ( $v_{j1}=4$  m/s)

由圖十三至圖十五可發現，由二次通風口進入之風速  $U_{j1}$  愈大，在二次風口附近之紊流動能亦愈大。紊流動能增加，其相對的燃燒速度亦增加，將促使燃燒反應更完全。

比較圖八與圖十二，以及圖九與圖十五，當相同的空氣進入燃燒室時，前者主風量為由爐底進入，而後者主風量由二次通風口進入。若是主風量由二次風口進入時，不但能產生迴流區，而且紊流強度亦較高，將產生較好的燃燒效果。



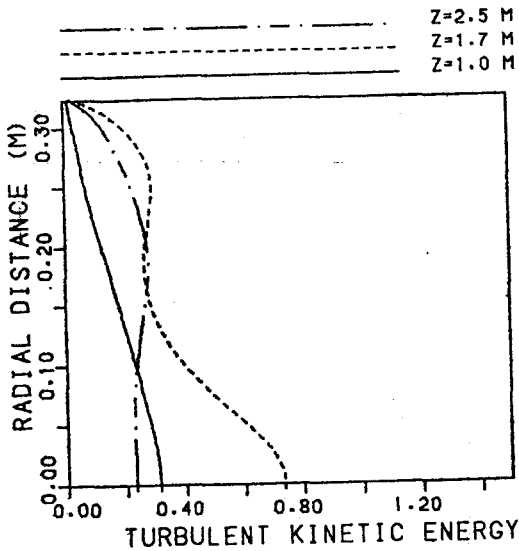
圖十三 紊流動能分佈 ( $v_{j1}=2$  m/s)



圖十四 紊流動能分佈 ( $v_{j1}=3$  m/s)

### 5-1-3 噴射角 $\alpha$ 對流場之影響

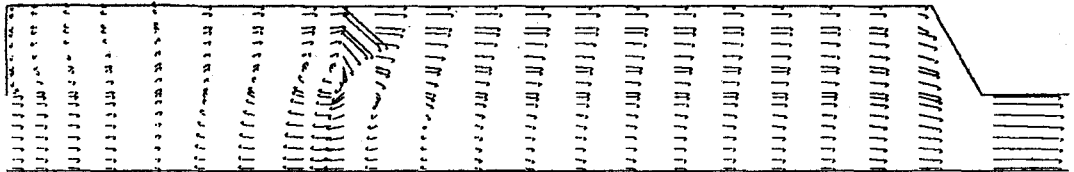
設  $U_b$  為  $0.723$  m/s,  $v_{j1}$  為  $4$  m/s,  $s_{j1}$  為  $5$  公分,  $H_{j1}$  為  $135$  公分,  $\dot{m}_2/\dot{m}_1$  為  $8$  時, 圖十六, 十二及十七分別是噴射角為  $45^\circ$ ,  $90^\circ$  及  $135^\circ$  時之速度場。圖十八, 圖十五及圖十九為其對應之紊流動能分佈圖。當  $\alpha$  小於  $90^\circ$  時, 仍有迴流產生。當  $\alpha$  為  $45^\circ$  時, 迴流區範圍出現在二次通風口之上方與下方之間, 其大小較  $\alpha$  為  $90^\circ$  時寬廣。



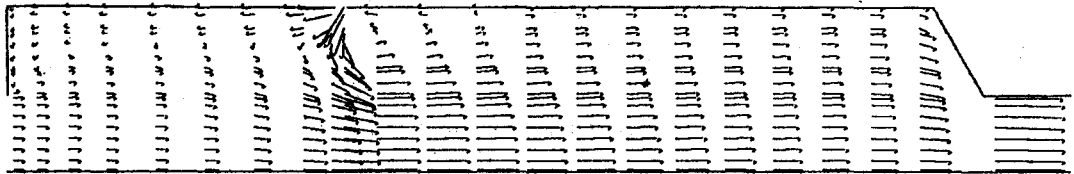
圖十五 紊流動能分佈 ( $v_{j1}=4$  m/s)

由圖十八可知，當 $\alpha$ 角度增大時，愈接近中心處，紊流動能愈大。因此當噴射角 $\alpha$ 減小時，其迴流範圍雖擴大，但是迴流中心將往爐壁移動。由於爐壁附近之溫度較低，不利於化學反應之進行。

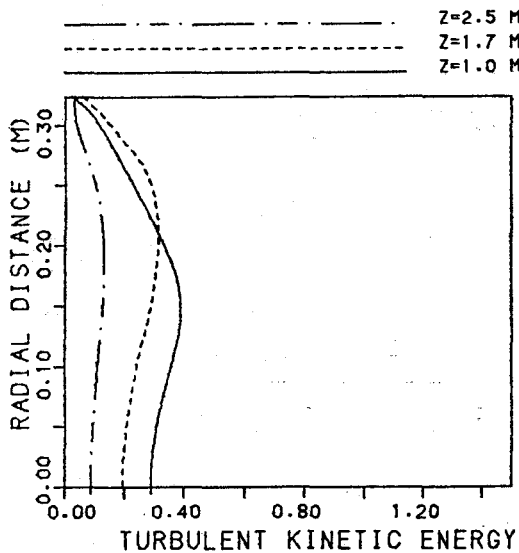
當 $\alpha$ 角大於 $90^\circ$ 時，與圖十二比較，可發現在二次通風口附近，範圍相當廣泛之迴流區已消失，而在二次通風口上方，爐壁附近之區域形成一小的迴流區，其中心部份之流體，流速加快且平行於軸方向，表示相當比例的流體，經由中心部份迅速流至上方區域，因而玉米穗軸燃燒所產生的揮發物，與新鮮空氣混合燃燒之時間短，並且從紊流動能分佈圖，可看出中心部份之紊流強度小，此皆不利於玉米穗軸之燃燒。



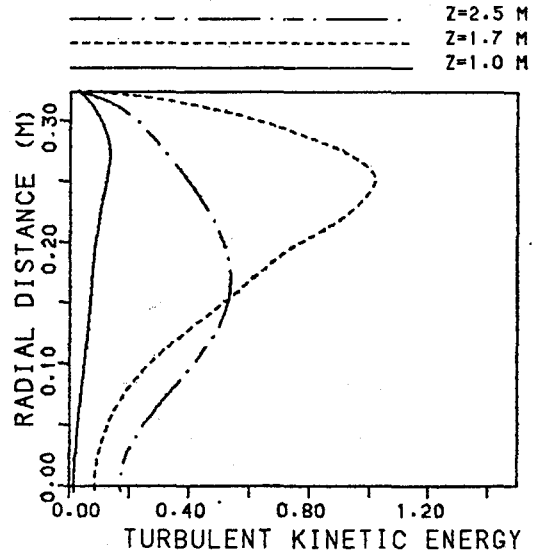
圖十六 噴射角 $\alpha$ 對速度場之影響 ( $\alpha=45^\circ$ )



圖十七 噴射角 $\alpha$ 對速度場之影響 ( $\alpha=135^\circ$ )



圖十八 紊流動能分佈 ( $\alpha=45^\circ$ )



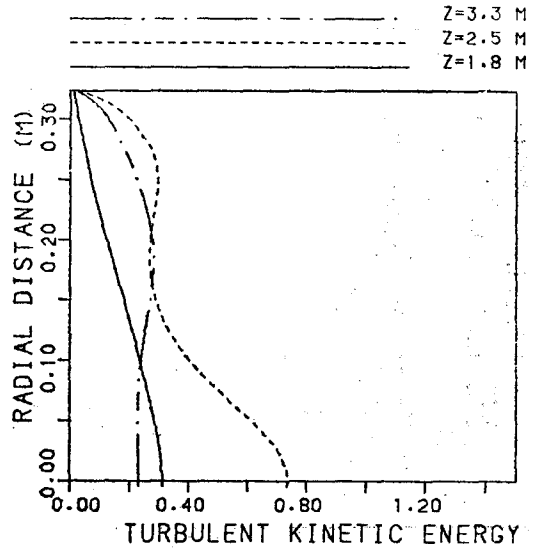
圖十九 紊流動能分佈 ( $\alpha=135^\circ$ )

#### 5-1-4 二次風口位置對流場之影響

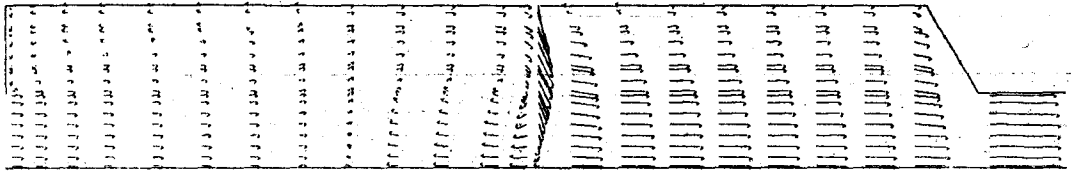
當  $U_b$  為  $0.723\text{m/s}$ ， $v_{j1}$  為  $4\text{m/s}$ ， $s_{j1}$  為  $5$  公分， $\alpha$  為  $90^\circ$ ，及  $m_2/m_1$  為  $8$  時，圖十二及圖二十，分別是  $z$  為  $135$  公分及  $215$  公分時，燃燒室之速度場。圖十五及圖二十一則分別為其對應之紊流動能分佈圖。由各圖中可看出迴流區的範圍大小，及其相對的紊流動能，幾乎相同，然而迴流區之高度隨二次風口位置之上升而增加。因二次新鮮空氣進入燃燒室後，與尚未燃燒完全的氣體，混合的時間較短，即由出口排出，故二次通風口之位置不宜太高。

#### 5-2 增設三次通風口對流場之影響

由圖十二得知，當爐體僅有二次通風口時，在通風口上方至出口之區域內，流體流速高，並且流動方向幾乎與軸向平行，因此可供燃燒之時間短。為改善此段的流場，在二次風口上方， $H_{j2}$  為  $285$  公分處，再加裝一三次通風口，其內徑  $s_{j2}$  仍為  $5$  公分。各入口之風速設定成  $U_b$  為  $0.12\text{m/s}$ ， $v_{j1}$  為  $0.667\text{m/s}$ ， $v_{j2}$  為  $3.75\text{m/s}$ 。



圖二十一】紊流動能分佈 ( $H_{j1}=215$ 公分)

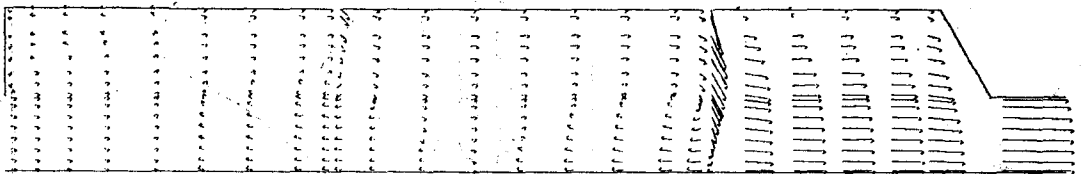


圖二十 二次風口位置對速度場之影響 ( $H_{j1}=215$ 公分)

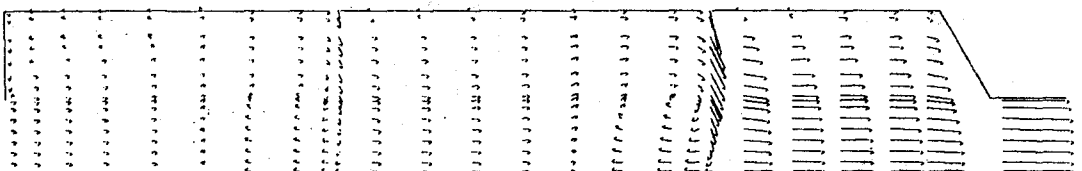
#### 5-2-1 流場特性比較

設三次通風口之噴射角  $\beta$  為  $90^\circ$ ，當二次通風口之噴射角  $\alpha$  分別為  $45^\circ$  及  $90^\circ$  時之速度場，分別繪製於圖二十二及圖二十三。圖二十四是  $\alpha$  為  $90^\circ$  時之紊流動能分佈，其總通風量與圖十二及圖十五

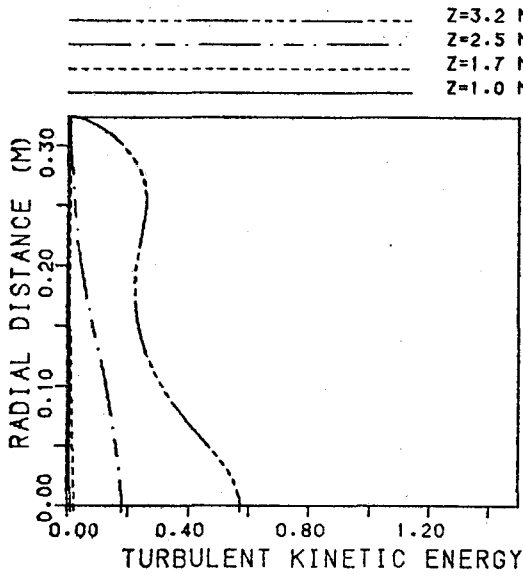
相同。由這些圖比較得知，第三次通風其優點為迴流區域範圍增大很多，且流體速度大為降低，因此玉米穗軸揮發物之燃燒時間長，火焰穩定性高，且燃燒所造成之灰分不致於四處飛揚。其缺點為爐底至二次通風口附近之區域，其紊流動能較小，影響



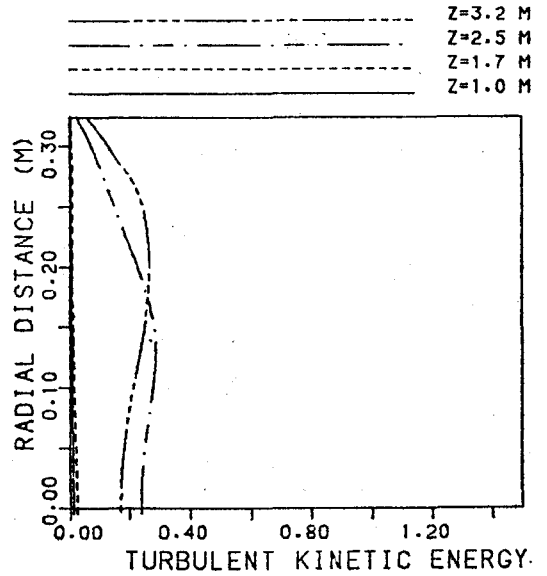
圖二十二 三次通風對速度場之影響 ( $\alpha = 45^\circ$ ， $\beta = 90^\circ$ )



圖二十三 三次通風對速度場之影響 ( $\alpha = 90^\circ$ ， $\beta = 90^\circ$ )



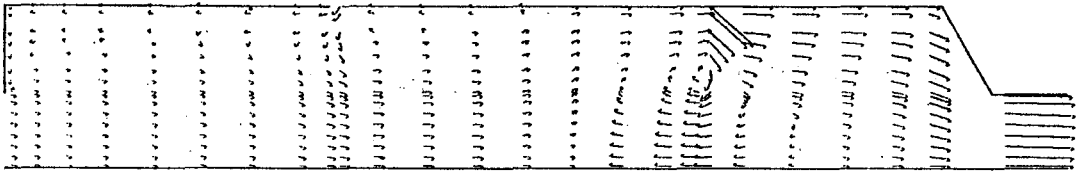
圖二十四 紊流動能分佈 ( $\alpha=90^\circ, \beta=90^\circ$ )



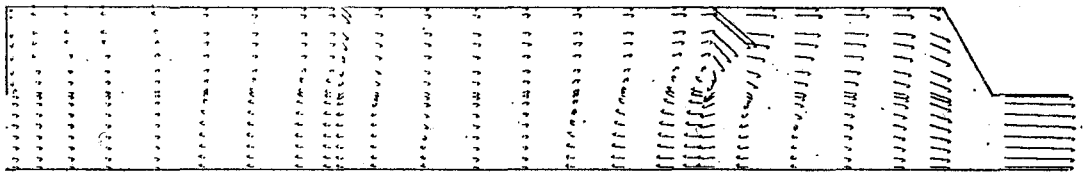
圖二十八 紊流動能分佈 ( $\alpha=90^\circ, \beta=45^\circ$ )



圖二十五 三次通風口噴射角 $\beta$ 對速度場之影響 ( $\alpha=45^\circ, \beta=45^\circ$ )



圖二十六 三次通風口噴射角 $\beta$ 對速度場之影響 ( $\alpha=90^\circ, \beta=45^\circ$ )



圖二十七 三次通風口噴射角 $\beta$ 對速度場之影響 ( $\alpha=135^\circ, \beta=45^\circ$ )

該區域之化學反應速率。然而相形之下，三次通風所造成之燃燒時間增長，足以抵消由於化學反應速率減緩所造成之負面影響，因此其燃燒情況仍然較佳。

由圖二十二知，當 $\alpha$ 為 $45^\circ$ 時，在二次通風口附近所造成的迴流區域，比 $\alpha$ 為 $90^\circ$ 時更廣，其迴流中心往爐壁方向移動之距離也相當短，因此燃燒效果更佳。

#### 5-2-2 噴射角 $\beta$ 對流場之影響

當三次通風口入口之噴射角 $\beta$ 為 $45^\circ$ ，而二次通風口入口之噴射角 $\alpha$ 為 $45^\circ, 90^\circ$ 及 $135^\circ$ 時之流場，分別繪於圖二十五至圖二十七。圖二十八則是 $\alpha$ 為 $90^\circ$ 時之紊流分佈圖。由以上諸圖可看出，在三次通風口附近之流場差異很小，其迴流寬度較 $\beta$ 為 $90^\circ$ 時大，但是其迴流中心會相對地往爐壁稍微

移動。在二次與三次通風口之間，軸中心區域的紊流強度較小。當 $\alpha$ 為 $45^\circ$ 時，在二次通風口附近之迴流區，較 $\alpha$ 是 $90^\circ$ 時為廣，其迴流中心往牆壁之移動量較小，其燃燒效果較佳。反之當 $\alpha$ 為 $135^\circ$ 時，在二次通風口附近之迴流效果不佳。

## 六、結 論

由數值模擬結果之分析與討論，可獲得以下之結論：

1. 空氣主要由爐底之一次通風口進入燃燒室，除角落迴流區外，其餘區域的流體流動方向，幾乎與軸平行，且速度高，空氣滯留在燃燒室之時間很短，火焰長度高，燃燒條件差。

2. 當由二次及一次通風口進入的空氣，其流量比太小時，燃燒室並無迴流產生。當流量比增大時，迴流區逐漸顯著的出現，其範圍及紊流強度，隨流量比之增加而擴大。

3. 若將二次及一次風量固定時，改變空氣進入二次風口之噴射角 $\alpha$ ，當 $\alpha$ 小於 $90^\circ$ 時，有顯著的迴留區產生。 $\alpha$ 愈小，其迴留區愈廣，但迴流中心與紊流動能最大之位置，均往壁面移動。由於爐壁附近溫度較低，影響燃燒反應速率。當 $\alpha$ 大於 $90^\circ$ 時，二次通風口附近的迴流區消失，軸中心區域的流體流速高，且平行於軸的方向，因此 $\alpha$ 角應小於 $90^\circ$ 。

4. 改變二次通風口位置時，不影響迴流區範圍及紊流強度之大小。由於二次空氣與未燃燒完全之氣體混合時間短，因此二次風口位置不能太高。

5. 空氣僅由一次和二次通風口進入燃燒室時，在二次通風口上方至出口之區域內，流體速度高，且流動方向幾乎與軸向平行，因此未燃燒完全之氣體，在此區域內之燃燒時間短。

6. 在空氣總流量相同之情況下，有三次流量存在時，從爐底至三次通風口間，迴流區域擴增很多，且流速低，因此燃燒時間可增加不少，且火焰穩定，灰塵不致四處飛揚。

## 符 號 說 明

A：控制體積某一面之面積。

$A(|p_i|)$ ,  $i = n, s, e, \omega$ ：函數。

a：差分方程式中之連接係數。

b：壓力修正量差分方程式之源項。

c：紊流擴散係數。

$C_1, C_2, C_p$ ：紊流模式中之係數。

$D_{o,x}$ ：燃燒室出口直徑。

$D_{in}$ ：燃燒室底部之入口直徑。

$D_0$ ：燃燒室直徑。

D：擴散傳導，(diffusion conductance)。

d：速度與壓力修正量之關係係數。

E：壁障函數之常數。

F：通過控制體積某一面之流量。

G：紊流動能產生率。

g：重力加速度。

$H_1, H_2, H_3$ ：爐體尺寸代號。

$H_{j1}, H_{j2}$ ：二次，三次通風口之高度。

k：紊流動能或壁障函數之常數。

$\dot{m}_1$ ：由爐底一次通風口進入之空氣流量。

$\dot{m}_2$ ：由爐體周圍二次通風口進入的空氣流量。

$\dot{m}_3$ ：由爐體周圍三次通風口進入的空氣流量。

$p_i$  ( $i = n, s, e, \omega$ )：Peclet 數。

p：壓力。

$p'$ ：壓力修正量。

r：徑向座標。

$\Delta r$ ：兩相鄰網格點，在 r 方向之間距。

$R_{e,s}$ ：殘留量。

s：差分方程式中之源項。

$s_p$ ：統制方程式中之源項。

$S_o, S_p$ ：源項經線性化後之源項分量。

$S_{j1}, S_{j2}$ ：二次與三次通風口之入口寬度。

$U_b$ ：由爐底進入之空氣軸向速度。

$U_{j1}, U_{j2}$ ：由二次，三次通風口進入之空氣速度。

u：軸向速度。

$u^*$ ：軸向速度預估值。

$u'$ ：軸向速度修正量，或軸向波動速度。

v：徑向速度。

$v^*$ ：徑向速度預估值。

$v'$ ：徑向速度修正量，或徑向波動速度

z：軸向座標。

$\Delta z$ ：兩相鄰網格點，在 z 方向之間距。

$\alpha$ ：空氣由二次通風口進入之角度。

$\beta$ ：空氣由三次通風口進入之角度。

$\epsilon$ ：紊流動能消耗率。

$\mu_{eff}$ ：有效黏性。

$\mu_i$ ：分子黏性。

$\mu_t$ ：紊流黏性。

$\rho$  : 密度。  
 $\phi$  : 通式中之變數符號。  
 $\sigma$  : 雷諾應力與分子剪應力之和  
 $\tau$  : 流體分子黏性所引起之剪應力。  
 $\tau_w$  : 爐壁剪應力。  
 $\Delta v$  : 控制體積。

上標

\* :  $u, v, p$  之預估值。  
 ' :  $u, v, p$  之修正量。

下標

b : 爐底  
 j1 : 二次通風口  
 j2 : 三次通風口  
 l : 層流  
 nb : 中心網格點 p 之四個鄰點。  
 P, E, W, S, N : 分別代表中心, 東, 西, 南, 北等各網格點,  
 e,  $\omega$ , s, n : 控制體積之東西南北各面  
 t : 紊流

特殊符號

[ | A, B, C, ... | ] : A, B, C, ... 中之最大值

### 文 獻 參 考

1. 臺灣省政府農林廳, 1987。臺灣農業年報 24~27。
2. 馮丁樹, 1986。試辦國產玉米穗收購及乾燥一貫作業示範計畫報告。
3. 蔡慶隆, 1983。稻穀燃燒熱能利用之研究(一), 臺大農機系研究報告第二號。
4. 蔡慶隆、陳貽倫, 1984。稻穀燃燒熱能利用之研究(二), 中國農業工程學報 30(4) : 107~113。
5. 鄭景亮、吳中興, 1986。玉米穗軸燃燒爐及其集塵系統之理論研究, 中國農業工程學報 32(1) : 58~93。
6. 吳中興, 1987。玉米穗軸燃燒爐之研製與試驗, 中國農業工程學報 33(1) : 92~98。
7. Kranzler, G.A. and Stone, M.Z. 1982. "Performance of a Direct Combustion Biomass Furnace", ASME Paper No. 82-3604.
8. Tinney, F.P. 1965. "The Combustion of Wooden Dowels in Heated Air", 10th Symposium (International) on Combustion, p. 925-930.
9. Blackshear, JR.P.L., Murty, K.A. 1965. "Heat and Mass Transfer to, from and within Cellulosic Solids Burning

- in Air" 10th Symposium Int. on Combustion, p. 911-923.
10. Robers, A.F. 1969. "Problems Associated with the Theoretical of the Burning of Wood", 13th Symposium (Int.) On Combustion, p. 893-903.
  11. Nolan P.F., Brown, D.J. and Rothwell, E. 1971. "Gamma-Radiographic Study of Wood Combustion", 14th Symposium (Int.) On Combustion, pp. 1143-1150.
  12. Murty, K.A., Blackshear, JR.P.L. 1967. "Pyrolysis Effects in the Transfer of Heat and Mass in Thermally Decomposing Organic Solids", 11th Symposium (Int.) On Combustion, p. 517-523.
  13. Phillips, A.M. and Becker, H.A. 1982. "Pyrolysis and Burning of Single Sticks of Pine in a Uniform Field or Temperature, Gas Composition, and Gas Velocity", Combustion and Flame, 46, p. 221-251.
  14. Kaiser, E.R. and Friedman, S.B. 1968. "The Pyrolysis of Refuse Components", Combustion, p. 31-36.
  15. Sternitzke, R.F., Dvirka, M. 1968. "Temperature and Air Distributions in Large Rectangular Incinerator Furnace-Part I", Proc. Nat. Incinerator Conf., ASME, New York, p. 295-302.
  16. Hottel, H.C., Cohen, E.S. 1958. "Radiative Heat Transfer in a Gas-Filled Enclosure Allowance for Non-uniformity of Gas Temperature", A.I. Ch. E. Journal, Vol. 4, No. 1, March, p. 3-14.
  17. Morey, R.V. and Thimsen D.P. 1981. Combustion of Crop Residues to Dry Corn. Agricultural Energy. Vol. 1:142. Am. Soc. Agric. Engr., St. Joseph, MI.
  18. Kranzler, G.A. 1981. Solar Hop Drying. Agricultural Energy, Vol. 1:50-53, American Society of Agricultural Engineer, St. Joseph, MI.
  19. Lilley, D.G. 1975. Combustion Swirl Flow Modeling", AIAA J., Vol. 13, p' 419-420.
  20. Lilley, D.G. 1976. "Primitive Pressure Velocity For Computation of Strongly Swirl Flows", AIAA J., Vol. 14, p. 749-756.

(文轉第60頁)