

鋁錠 DC 澆鑄缺陷改良技術研究

Investigation of Defect improvements in a Direct-Chill Cast Process of Aluminum Ingots

賴昆男(K.N. Lie) 陳彥勳(Y. H. Chen) 蔡孟村(M. T. Tsai)

遠東科技大學

台南市新市區中華路 49 號 Email: q6260@cc.feu.edu.tw

摘要

本文探討鋁錠澆鑄經由結晶器與噴水直接冷卻(DC)凝固過程中，其溫度場的變化。評估鋁湯澆鑄過程中所產生的翹曲、裂紋和偏析等缺陷的因素。鋁錠凝固成形之諸缺陷來自澆鑄之急冷收縮效應以及所產生的氣隙影響。急冷收縮造成翹曲和裂紋，氣隙阻熱效應則造成偏析和表面氣泡現象。本研究分析鋁湯澆鑄速度與高度、冷卻水溫度與流量對溫度場的變化的影響，來評估模具與澆鑄過程的改善之道。

於此本研究欲建立數值分析模式，分析鋁錠凝固過程中所釋出之潛熱與溫度場的變化、結晶器在產生的氣隙時之冷卻效果以及噴水直接冷卻的影響。其中對於結晶器內熱傳遞係數的模擬、潛熱釋出的熱傳遞模擬方式以及噴水直接冷卻之熱傳遞係數的模擬皆為數值分析結果正確與否的關鍵因素。鋁錠澆鑄過程中由液態凝固成固態，溫度場的變化也由鋁湯之溫度 700~660°C 冷卻至常溫，鋁錠的熱傳遞物理特性也隨著溫度而改變。而且結晶器內的熱傳遞係數也隨著鋁錠由液態凝固成固態以及氣隙的產生而改變，再者噴水直接冷卻之熱傳遞係數也隨著鋁錠表面溫度而改變。如何正確使用諸熱傳遞特性更是本研究的重要關鍵。藉由數值分析獲取鋁錠澆鑄過程中溫度場的變化之資訊，來探討鋁錠缺陷的成因與改善之道。

關鍵詞：鋁錠鑄造，噴水直接冷卻，澆鑄速度，澆鑄高度

ABSTRACT

The study investigates the cooling of aluminum ingot through direct chill (DC) processes in which liquid aluminum is cooling continuously in mold and then with water spray at the exit of mold. The defects of cast ingot appear as curl, tears, sweat and liquation. It has been approved that the curl and tears are caused by the higher rates of initial cooling and solidifying in mold and the sweat and liquation are caused by the isolation of heat transfer by air gap between cast solid surface and the mold wall. The research analyzes the variations of temperature profiles in the cast processes by the changes of cast speed, liquid head in mold, the temperature and density of water spray and assesses the improvements of mold and cast process for the better cast quality.

The numerical analysis model is studied to investigate the temperature profiles in cooling processes with release of latent heat of solidification, the influence of air gap on cooling in mold and water spray. The numerical simulations for the heat transfer coefficients in mold and under water spray and heat transfer with release of latent heat in phase change decide the correctness of numerical solutions. As the temperature of aluminum is cooled from liquid phase about 700~660°C

to solid phase with the ambient temperature in the cast process, the properties of heat transfer are considered to be functions of temperature. The heat transfer coefficient in mold decreases sharply when the air gap forms with solidification and the heat transfer coefficient under water spray is also a function of surface temperature of cast aluminum. The correct solutions come out only with the correct simulations. The project employs numerical solution to predict the temperature in cast aluminum and studies the improving methods on the quality of cast ingot in DC process.

Keywords：Aluminum casting，Direct chill，cast speed，liquid head

1.研究背景

鋁合金因其質輕、堅固及耐蝕等特性，廣泛的被應用於各種日常器具，如鋁罐、鍋盆、交通工具、建築材料及航空結構材料。鋁合金除少部份直接鑄成所需形狀大小的零件外，其餘 90%以上(以重量而言)均是先鑄成鋁錠而後再經過擠、軋或鍛等方法加工成型，也因此鑄錠品質的好壞直接影響到成品的品質。有些鋁合金更因脆裂問題，若無法鑄造，遑論加工。

鋁原料或回收之鋁合金在被加熱成為液態鋁湯後，經過一連串被設計的連續成型鋁湯澆鑄系統流程後，鋁湯被導入一成型模具，急速冷卻後形成鋁錠。然而，鋁錠從澆鑄完成後經過一連串的加工，在成為有價值的市售貨品時，大約會有 30%至 40%的材料被回收再液化製成鋁錠。於是，在有色金屬產業中如何減少這有形的成本浪費，變成是一個基本的關鍵的問題。但是，以一塊鋁錠（約 3000 公斤）而言，在最初成型後即因澆鑄缺陷問題（翹曲、裂紋和偏析），必須切除約 300 公斤。事實上，30%至 40%的回收率，在最初已產生 10%，即占總回收量的 25%至 33%。

自從 1933 年法國人 Junghaus[1]研製成功立式半連續直接冷卻鑄造(DC casting)以來，DCC 鑄造技術一直被廣泛地應用於有色金屬工業，特別是在鋁錠的生產中，佔有相當大的比例。Alcoa 和 Vlw 公司在 1935 年成功地進行了直接冷卻鑄造[2]，從此鋁合金的連續鑄造不斷發展。為了探索連續鑄造的原理，1943 年 Roth[3]針對連續鑄造的熱傳問題首次進行了數值分析。之後不斷有數值分析的研究陸續發表。而數值分析的準確性與通用性，主要取決於其對邊界條件的處理。對於鋁錠澆鑄缺陷問題（翹曲、裂紋和偏析）的相關研究[4-6]發現，澆鑄缺陷的產生與鋁錠在凝固過程中的溫度分佈有關。因此溫度場的研究一直以來備受關注。Weckman [3]以有限元素法建立一二維穩態模式，分析鋁合金圓錠的半連續鑄造過程，探討熱傳遞與鑄錠表面溫度的關係。Dag Mortensen[7]建立一三維模型分析一板胚澆注起始階段之熱傳遞現象。起始階段包含液態之凝固過程而且所有熱傳特性皆為溫度的函數。Drezet[8]and Hannart[9]把暫態熱傳控制方程式的坐標系統固定在鑄錠上來分析溫度變化。Prasso[10]以穩定之澆鑄速度與控制容積分析方法建立一穩態熱傳控制方程式來分析鑄錠溫度變化。謝麒麟[11]以三維有限元素數值分析鋁合金圓錠之凝固過程，以實驗方式由熱電偶量測表面溫度，以逆向方式計算水冷段之熱傳遞係數。

本研究擬以數值分析方式探討鋁錠澆鑄經由結晶器與噴水直接冷卻(DC)凝固過程中，其溫度場的變化，所要分析的標的為實際量產之板胚。以一塊鋁錠（約 3000 公斤）而言，在最初成型後即因澆鑄缺陷問題必須切除約 300 公斤。在澆鑄過程中，常常出現的澆鑄缺陷問題，皆與鑄錠之溫度場的變化相關。本文分析鋁湯澆鑄速度、溫度與高度、冷卻水溫度與流量對溫度場的變化的影響，與實際澆鑄

缺陷問題之關連性，來評估模具與澆鑄過程的改善之道。

2.理論分析

2-1.系統分析

DC (Direct-Chill) 急冷是半連續澆鑄技術是目前世界上最普遍採用的鋁胚製造方法；其原理如圖 1，首先是將熔融狀態的鋁湯注入鑄模 (Mold) 和底模 (Starter Block or Bottom Block) 所形成的半封閉模穴，然後待鋁湯於模內達到設定高度時，底模即開始往下移動，將凝固成形的鋁胚拉出模穴，直至所設定的長度為止，接著，再將鋁胚移到儲存區，以進行後續製程。由於採用這種澆鑄技術，所得鋁胚長度有其限制，故亦稱為半連續 DC 鑄造法。

在上述澆鑄期間，鋁湯與模壁剛接觸時，由於初始冷卻 (Primary Cooling) 的作用 (模壁內為循環水流動的水箱)，首先將形成凝固薄殼，且因自然收縮而與模壁分離，致形成氣隙 (Air Gap)，此時其表面僅有空氣冷卻，致熱通量迅即降低；直至成形的鋁胚往下移動，脫離模穴並受到二次冷卻 (Secondary Cooling) 之作用時，由於水箱中噴出的水流是直接打在鋁胚表面上，其表面的熱通量才又陡然升高；此後，隨著冷卻水流順著鋁胚表面而下、水溫逐漸升高，鋁胚下方表面的熱通量也逐漸減低。為了在分析過程中，遵守能量與質量不減之定律，採取固定整個板胚之質量為固定之研究系統。結晶器與噴水系統由下而上，以澆鑄速度逐步冷卻鑄錠之方式來分析，如圖 2 所示。

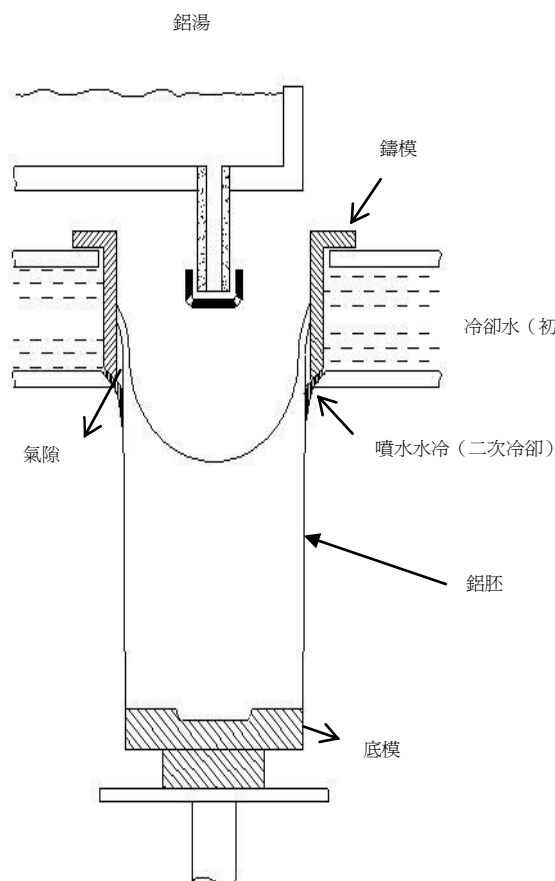


圖1. DC鋁胚澆鑄法示意圖

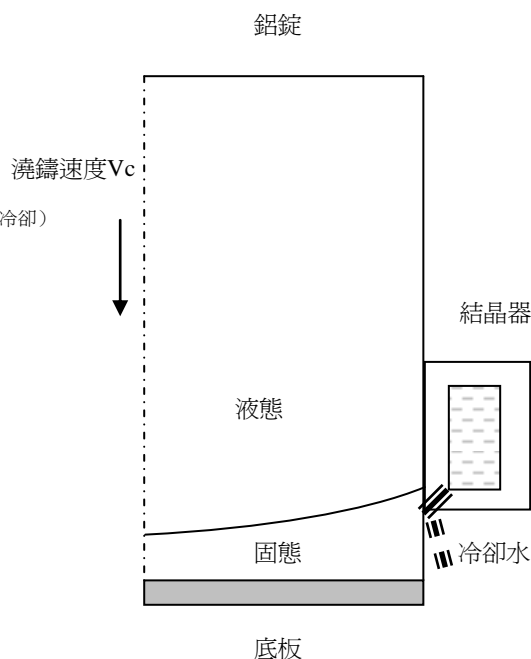


圖2. 鋁錠澆鑄過程示意圖

2-2.溫度場分析

鋁錠在澆鑄過程中，鋁錠溫度場的變化之熱傳控制方程式如下式：

所示：

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + Q_v = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (1)$$

其中T為溫度，x y z為直角座標，t為時間，鋁的密度（ ρ ）、熱容（C）和熱傳導係數（k）皆為溫度的函數如表1。

表 1. 鋁在不同溫度之熱傳性質

溫度（℃）	100	200	400	660	800
比熱 C_p J/（Kg × °K）	482	798	949	1127	1146
熱傳係數 k W/（m × °K）	302	237	240	97	97
密度 ρ （kg/m ³ ）	固體 $\rho = 2699$			液體 $\rho = 2365$	

Q_v 為鋁錠凝固釋放之潛熱所產生之熱源。為簡化數值分析，可採用等效比熱法，將凝固釋放之潛熱L

換算成等效比熱容 $C_{pe} = C_p + \frac{L}{T_L - T_s}$ ，在凝固範圍內平均釋放， T_L 為澆鑄鋁湯溫度， T_s 為鋁錠凝固

溫度，式1可簡化如下列式2所示：

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) = \rho C_{pe} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2)$$

結晶器內壁與液態鋁之熱傳遞係數h，根據Adrian Sabau[12]之研究採用h = 2000 W/(m²·°K)，而與固態鋁之熱傳遞係數h，因凝固收縮所產生之氣隙，熱傳遞係數h下降為200 W/(m²·°K)。當鑄錠出結晶器後，冷卻水直接噴射到鑄錠表面，形成很強烈的冷卻效應，相對應之熱傳遞係數h與冷卻水在鑄錠表面的沸騰型式相關如圖3所示。

本文參考文獻[11]採用逆向法計算出水冷段的熱傳遞係數h。由實驗測量垂直於鋁錠表面附近兩點之溫度 T_1 與 T_2 ，再由一維熱傳導公式可以求出鋁錠表面溫度 T_0 如下：垂直於鋁錠表面之一維熱傳導公式為：

$$C_p \rho \frac{\partial}{\partial t} T(x, t) = k \frac{\partial^2}{\partial x^2} T(x, t) \quad (3)$$

經由差分法把(3)式轉換成：

$$C_p \rho \frac{[T_1(t+\Delta t) - T_1(t)]}{\Delta t} = \frac{k}{(\Delta x)^2} [T_2(t) - 2T_1(t) + T_0(t)] \quad (4)$$

整理(4)式，可以求出鋁錠表面溫度 T_0 ：

$$T_0(t) = 2T_1(t) - T_2(t) + \frac{C_p \rho (\Delta x)^2}{k \Delta t} [T_1(t+\Delta t) - T_1(t)] \quad (5)$$

由熱傳公式，鋁錠表面流出之熱傳量如下式：

$$q_x = -k \frac{\partial T}{\partial x} \quad (6)$$

由熱對流公式，冷卻水由鋁錠表面吸收之熱傳量如下式：

$$q_x = h(T_w - T_A) \quad (7)$$

平衡(6)式與(7)式如下：

$$h = \frac{-k \partial T}{(T_w - T_A) \partial x} = \frac{-k \Delta T}{(T_w - T_A) \Delta x} \quad (8)$$

由(8)式，可以求出鋁錠表面水冷段熱傳遞係數 h 。

由以上之逆向法計算出水冷段熱傳遞係數 h 與鑄錠表面溫度的關係曲線如圖4所示。由圖可以看出，隨著鑄錠表面溫度的降低，換熱係數逐漸增大；在溫度由400℃降至130℃的過程中，換熱係數急遽增大，當溫度為130℃左右時達到最大，其最值大約為23000W/(m²·°K)；當溫度繼續降低時，鑄錠表面換熱係數又迅速減小。

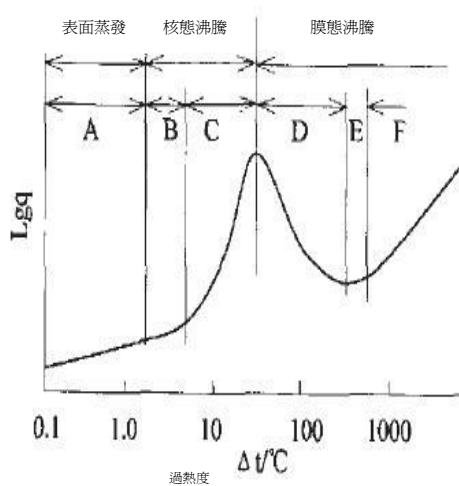


圖3. 沸騰狀態與過熱度的關係[11]

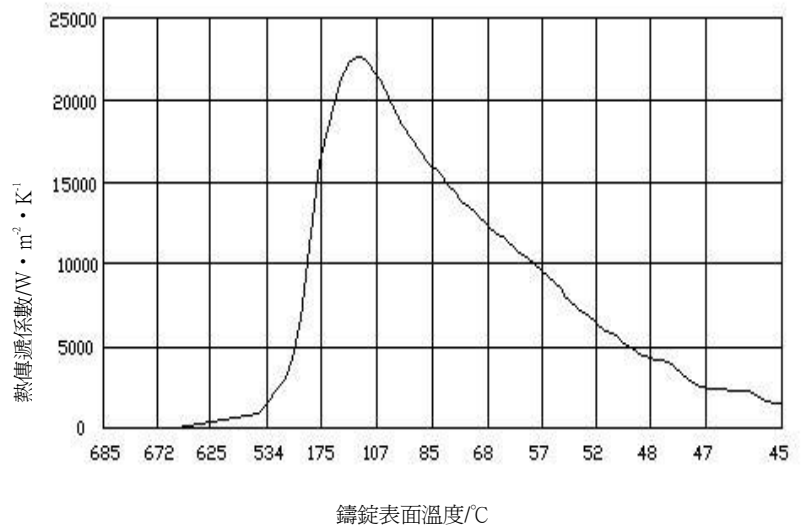


圖4. 熱傳遞係數與鑄錠表面溫度的關係曲線[11]

2-3. 數值分析

2-3-1. 格點分析

將溫度場控制方程式(2)採取差分方式，來編寫電腦程式計算求解溫度場之變化。差分格點劃分在如圖5所示之整個鋁錠上。鋁錠尺寸350 mm × 1292 mm × 3200 mm。由於溫度場之對稱性，格點劃分只需要分析鋁錠整體之四分之一即可，並且將 x 軸分成25格點($i=25$)； y 軸分成500格點($k=500$)； z 軸分成25格點($j=25$)，整個鋁錠總共被分成312500格點。

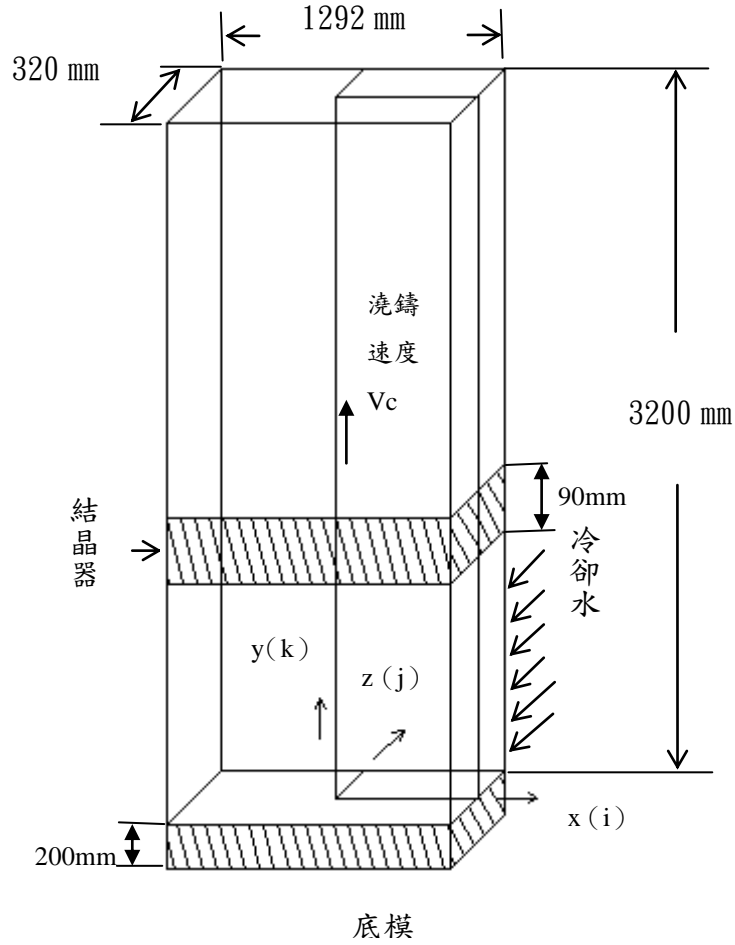


圖5. 鋁錠差分格點劃分示意圖

結晶器以澆鑄速度 V_c 往上移動。澆鑄速度 ($V_c = 68 \text{ mm/min}$)。逐步對所澆鑄之液態鋁作冷卻使之凝固。

2-3-2. 邊界條件分析

噴水冷卻在鋁錠出結晶器後開始執行。結晶器與冷卻水之溫度設為常溫 25°C ，計算過程中鋁錠之熱傳特性隨溫度而改變。結晶器內壁與液態鋁之熱傳遞係數 h ，採用 $h = 2000 \text{ W/(m}^2\cdot\text{K)}$ ，而與固態鋁之熱傳遞係數 h ，因凝固收縮所產生之氣隙，熱傳遞係數下降為 $h = 200 \text{ W/(m}^2\cdot\text{K)}$ 。噴水冷卻邊界之熱傳遞係數 h 為鋁錠表面溫度之函數。本文採用逆向法求得之實驗值由圖4所示。由Curve Fitting方式求得在鋁錠表面溫度 T 時之熱傳遞係數 $h(T)$ 值，在結晶器與水冷區之對流邊界條件方程式如下：

$$kA \frac{\partial T_s}{\partial n} = hA(T_A - T_s) \quad (9)$$

n 為垂直於邊界之方向； T_A 為結晶器或冷卻水溫度； T_s 為鋁錠表面溫度。

在對稱面上之邊界條件為絕熱邊界其方程式如下：

$$\frac{\partial T_c}{\partial n} = 0 \quad (10)$$

n爲垂直對稱面之方向；T_c爲對稱面溫度。

本文爲得精確結果，考慮冷卻水之溫度在由上而下沿著鋁錠流動，溫度呈現被加溫由25℃至100℃之狀態。

2-3-3.格點運算

鋁錠內部非邊界格點之溫度T (i, j, k) 由方程式 (11) 作差分計算

如下：

$$\frac{1}{\alpha} \left(\frac{T^{P+1} - T^P}{\Delta \tau} \right) = \frac{T_{i+1} + T_{i-1} - 2T_i}{(\Delta x)^2} + \frac{T_{j+1} + T_{j-1} - 2T_j}{(\Delta z)^2} + \frac{T_{k+1} + T_{k-1} - 2T_k}{(\Delta y)^2} \quad (11)$$

$$\alpha = \frac{k}{\rho C_{pe}}$$

因爲鋁錠在冷卻過程，由於物理性質爲溫度之函數，因此本文採用熱阻法 (thermal resistance formulation) 運算，由上式經重新整理式子

如下：

$$\sum_j \frac{T_j^P - T_i^P}{R_{ij}} = C_i \frac{T_i^{P+1} - T_i^P}{\Delta \tau} \quad (12)$$

求得溫度之變化新值T_i^{P+1}。

尤其要注意時間差Δ t值必須符合數值分析穩定要求條件：

$$\Delta \tau \leq \left[\frac{C_i}{\sum_j \frac{1}{R_{ij}}} \right], \text{ 否則無法求得正確之收斂溫度場T值。}$$

3. 結果與討論

3-1.現場製程之條件

本文探討鋁錠 DC 澆鑄之現場製程，並分析鋁錠是品質缺陷之因素，作爲改良技術之參考。目前所分析如圖 5 所示之鋁錠 DC 澆鑄過程，其相關製程參數如表 2 所示。本文所分析之鋁錠爲純鋁。本文以數值分析之方式求得澆鑄過程中之溫度場來分析造成品質缺陷之原因。

表 2.製程條件

鋁錠材質	純鋁
鋁錠尺寸	1292 × 350 × 3200 mm ³
澆鑄速度 (V _c)	68 mm/min
鋁湯澆鑄溫度	700℃
結晶器溫度	25℃
冷卻水溫度	25℃
沖水量	50 kg/s

3-2.目前生產線上之品質缺陷

目前生產線上常見之品質缺陷如圖 6～圖 11 所示。圖 6 所呈現之缺陷為熔洩（bleed-out）現象，其發生在鋁錠底部。其發生的原因為凝固收縮而產生鋁錠與結晶器之間產生空氣間隙，阻隔了熱傳效果而產生復熱（Reheat）進而產生了漏鋁之現象。圖 6 所呈現之另一缺陷為鋁錠底層之翹曲之現象（Curl），其發生的原因為受到冷卻水之急冷效應，所產生之急速收縮變形。針對鋁錠底層之翹曲缺陷，生產線改良底模形狀由圖 7 之平底模改成圖 8 凸出底模來減低鋁錠底層之翹曲缺陷。



圖 6. 熔洩 bleedout 照片

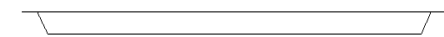


圖 7. 原平面底模

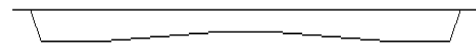


圖 8. 改良凸出底模



圖 9. 冷摺（cold shut）照片



圖 10. 熔穿（liquation）照片

圖 9 所示為鋁錠底層所產生的冷摺（Cold Shut）缺陷。冷摺會造成條紋式不平整表面。即當鋁湯開始進入底模時，底模開始向下移動時，鋁湯經由澆鑄道來不及流入模內，或流入模內的鋁湯量不穩定時，所產生的。冷摺雖然並不影響太多的製程問題，但往往伴隨著熔洩（bleedout）。由於熔洩會從底模與結晶器間爆出，所以，熔洩對技術人員與週邊設備來說，是一項潛在的危機。因此我們便得知，冷摺與熔洩都是鋁湯在結晶器內液面高度的不穩定所造成的。

圖 10 照片中切斷的鋁板中央有一條細長穿孔，即為熔穿（liquation）。熔穿為鋁湯凝固過程中，熱

量傳遞與熱應力由中心部位向兩旁拉扯所導致，此現象並不常見。所謂熔穿是因為當鉛液在和模子起始接觸點上形成一層固化殼，由於固化殼收縮便和模子間形成一空隙，熱傳減低，這時附近高溫鉛液便可能將部份固化殼熔化(remelting)並熔穿。採用高液面鑄造時此區間會變的相當長。

圖 11 照片中一條一條有規律出現的橫紋，即為周期性冷摺紋 (Lapps)。其 pitch 大約為 3 指寬。發生的原因是因為結晶器與底模有一處死角所產生。在模子和鉛液的介面形成極厚的固化殼，因為其局部向下的熱傳很大，當此液面高度越低時鑄錠表層固化時的熱梯度(thermal gradient)及冷卻率(cooling rate)會越高，因此產生的熱應力也越大，也因此對於所謂的硬合金(hard alloys)，如 7075、2024 等，在鑄造時要比鑄造軟合金時使用更高的液面，通常是多 0.5~1 吋左右。

綜合以上生產線上鉛錠澆鑄之缺陷，以一塊鉛錠（約 3000 kg）而言，在最初成型後即因澆鑄缺陷問題，必須切除約 300 kg，大約一成左右。往往這些缺陷皆發生在底層部分，也就是剛澆鑄的初始階段。其問題也在於初始之底模與結晶器所造成之急冷效應。



圖 11.周期性冷摺紋 (Lapps) 照片

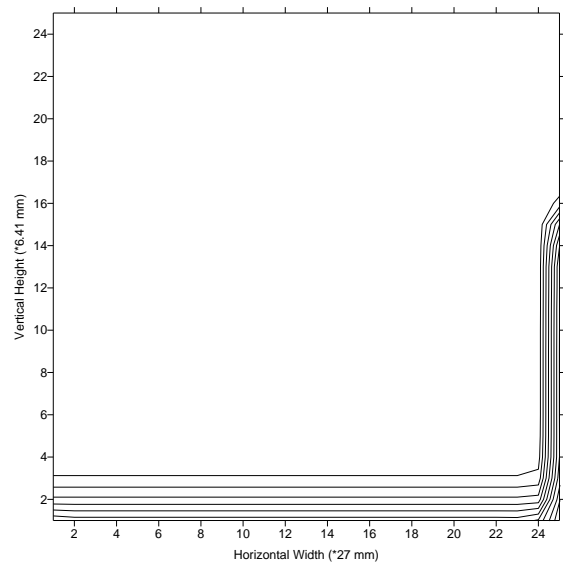


圖 12.結晶器上升 6.41 mm 時鉛錠中心面之等溫線分佈

3-3.溫度場之數值分析結果

3-3-1.等溫線分析

圖 12~圖 17 為鉛錠澆鑄過程中各階段，在結晶器內與結晶器出口處噴水冷卻區之等溫線圖。由各等溫線圖比較可見，結晶器在上升 321mm (也就是底模下降 321 mm)之後，等溫線圖漸趨於穩定(圖 14~圖 16)，直到結晶器離開鉛錠如圖 17，鉛錠凝固殼厚度大幅成長(鉛錠之凝固溫度為 660°C)。

圖 12 結晶器上升 6.41 mm 時鉛錠中心面之等溫線分佈。即鉛湯澆鑄開始後的第 6 秒。由於啓始的第 6 秒，鉛錠剛離開結晶器。由於底模具有冷卻效果等溫線形成直角分佈於底模與結晶器壁面附近形成不同厚度之凝固殼，不同的厚度造成不同的收縮比例，這也是造成鉛錠底層翹曲 (Curl) 之原因。

圖 13 為結晶器上升 160 mm時鉛錠中心面之等溫線分佈。即鉛湯澆鑄開始後的第 142 秒。圖中 A 區為結晶器內之等溫線，B 區為二次沖水冷卻區之等溫線。在這階段底模剛離開結晶器而且持續吸收

鋁錠之熱量，此階段結晶器內與沖水區之溫度梯度差不多，即其等溫線分佈厚度差不多。圖中可見結晶器內之凝固殼已經形成，也造成凝固收縮而形成空氣隙，大大減緩了熱傳遞。

圖 14 為結晶器上升 321 mm 時鋁錠中心面之等溫線分佈，即鋁湯澆鑄開始後的第 283 秒。圖中 A 為溫度分佈較平緩區，其溫度變化量較小，其原因是由於結晶器與沖水區存在著氣隙。圖中 A 區上半部為尚未凝固之液態鋁，此時在結晶器之熱傳遞係數 $h=2000\text{w/m}^2\text{k}$ ，熱傳效果好，形成溫差大，溫度梯度大。A 區下半部為結晶器出口處，鋁湯已經形成凝固殼，因為凝固收縮造成鋁錠與結晶器之間形成空氣隙，此時熱傳遞係數 $h=200\text{w/m}^2\text{k}$ ，大大降低了熱傳效果，大大降低了溫度梯度。B 區為沖水二次冷卻區，也因為鋁錠表面之高溫狀態，形成薄膜沸騰，其冷卻效果尚未提升，如圖 3 所示，也造成溫度梯度持續下降。

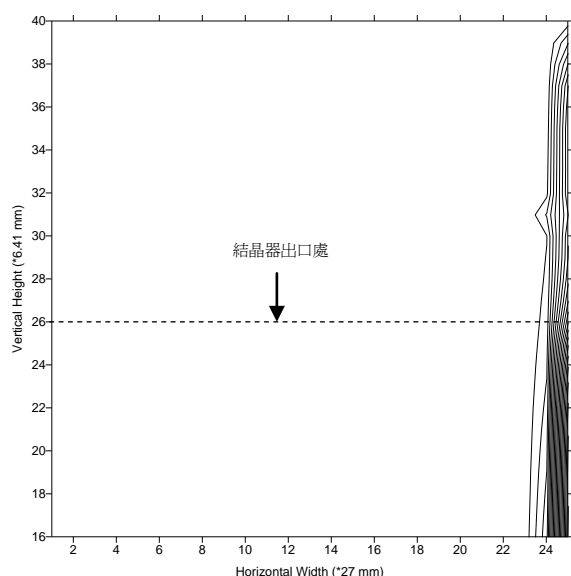


圖 13.結晶器上升 160 mm 時鋁錠中心面之等溫線分佈

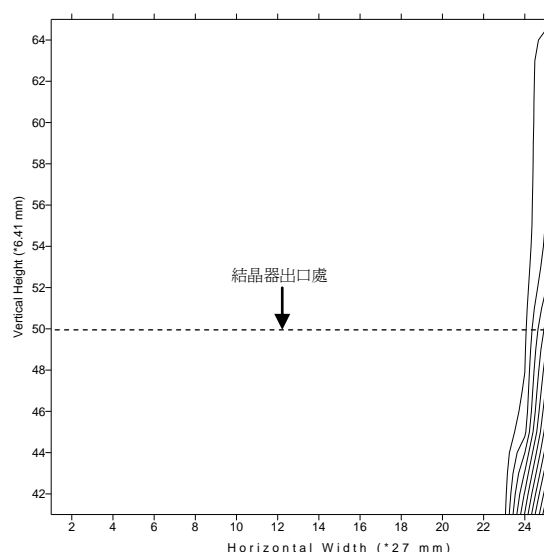


圖 14.結晶器上升 321 mm 時鋁錠中心面之等溫線分佈

圖 15 為結晶器上升 641 mm 時，鋁錠中心面之等溫線分佈。即鋁湯澆鑄開始後的第 565 秒。此階段之鋁錠冷卻情形已趨於穩定狀態，等溫線分佈與圖 14 差不多。稍微之差別在於 A 區下半部之凝固殼所形成之空氣隙稍比較長一點。

圖 16 為結晶器上升 1600 mm 時，鋁錠中心面之等溫線分佈。即鋁湯澆鑄開始後的第 1411 秒。圖中 A 區和 B 區與圖 15 結晶器上升 641 mm 時之等溫線分佈情況，幾乎是完全相同的。因此，我們得到一個經驗，即鋁錠澆鑄過程中，只要進入穩定時段，則缺陷就不容易出現。事實上，鋁錠澆鑄過程中，前 600 秒（10 分鐘）是成敗的決定關鍵。

圖 17 結晶器上升 3200 mm(離開鋁錠)時鋁錠中心面之等溫線分佈。即鋁湯澆鑄開始後的第 4069 秒。圖中溫度分佈呈現直線分佈，其溫度變化量也呈平均，此時凝固殼厚度成長平均分佈。在過程結束時，會在最頂端埋入吊掛勾環，因為此時，最頂端還是呈液態狀，而完整的鋁錠會在空氣中氣冷一陣子。

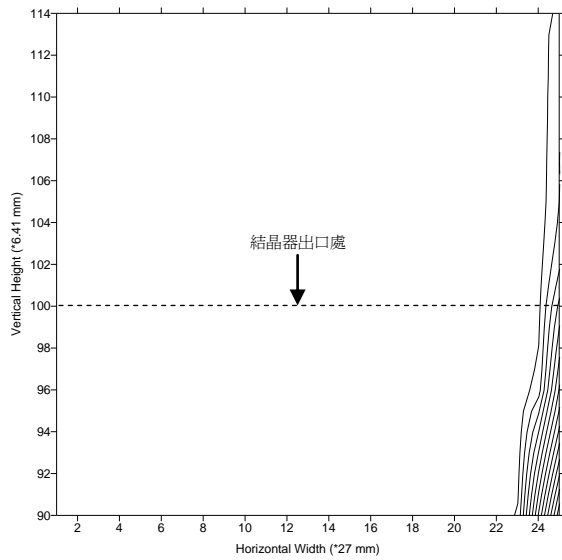


圖 15.結晶器上升 641 mm 時鉛錠中心面之等溫線分佈

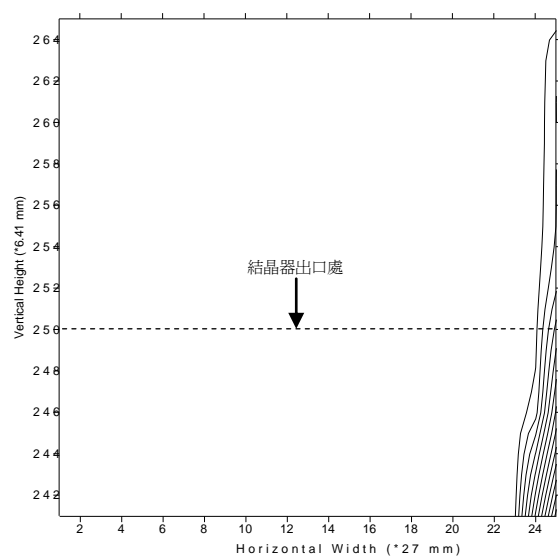


圖 16.結晶器上升 1600 mm 時鉛錠中心面之等溫線分佈

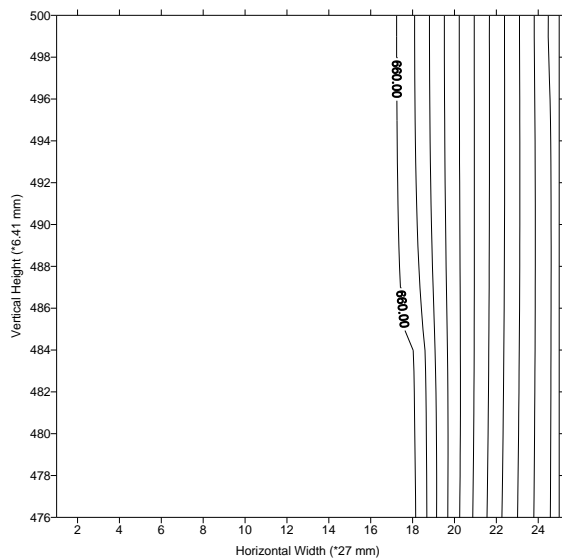


圖 17.結晶器上升 3200 mm(離開鉛錠)時鉛錠中心面之等溫線分佈

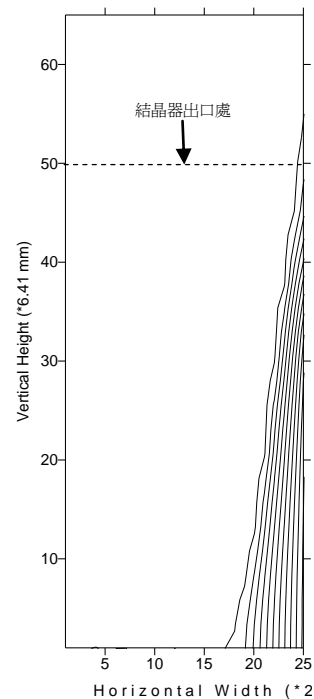


圖 18.結晶器上升 321 mm 時鉛錠中心面之液面高度

3-3-2.液面高度分析

圖 18 結晶器上升 321 mm 時鉛錠中心面之等溫線分佈。為鉛湯澆鑄開始後的第 283 秒。圖中最內層之等溫線為 660°C 的凝固線。等溫線分佈 A 區為凝固殼區域，等溫線外部 B 區為鉛湯區域，此階段之鉛湯液面高度為 $(65-0) \times 6.41 \div 416$ mm。產生如此高之液面的原因在於鉛錠之質量比較大(體積大)，澆鑄速度 (V_c : 68 mm/min) 比較快。

圖 19 結晶器上升 641 mm 時鉛錠中心面之等溫線分佈。為鉛湯澆鑄開始後的第 565 秒。圖中 A 區

域厚度增加，表示二次冷卻水沖水區凝固速度增加。鋁湯之液面高度為 $(115-35) \times 6.41 \div 513 \text{ mm}$ ，比較圖 18，液面高度增加了 97 mm。由此可見，在澆鑄起始階段，液面高度持續增加。

圖 20 結晶器上升 1600 mm 時鉛錠中心面之等溫線分佈。為鋁湯澆鑄開始後的第 1411 秒。圖中 A 區域底部凝固殼厚度持續往鉛錠中心成長。此階段結晶器上升了鉛錠一半的高度。鋁湯液面高度為 $(265-189) \times 6.41 \div 487 \text{ mm}$ ，比較圖 19 減低了 26 mm。因為鉛錠底部凝固質量持續增加，增加了吸收鋁湯冷卻釋放的熱量。

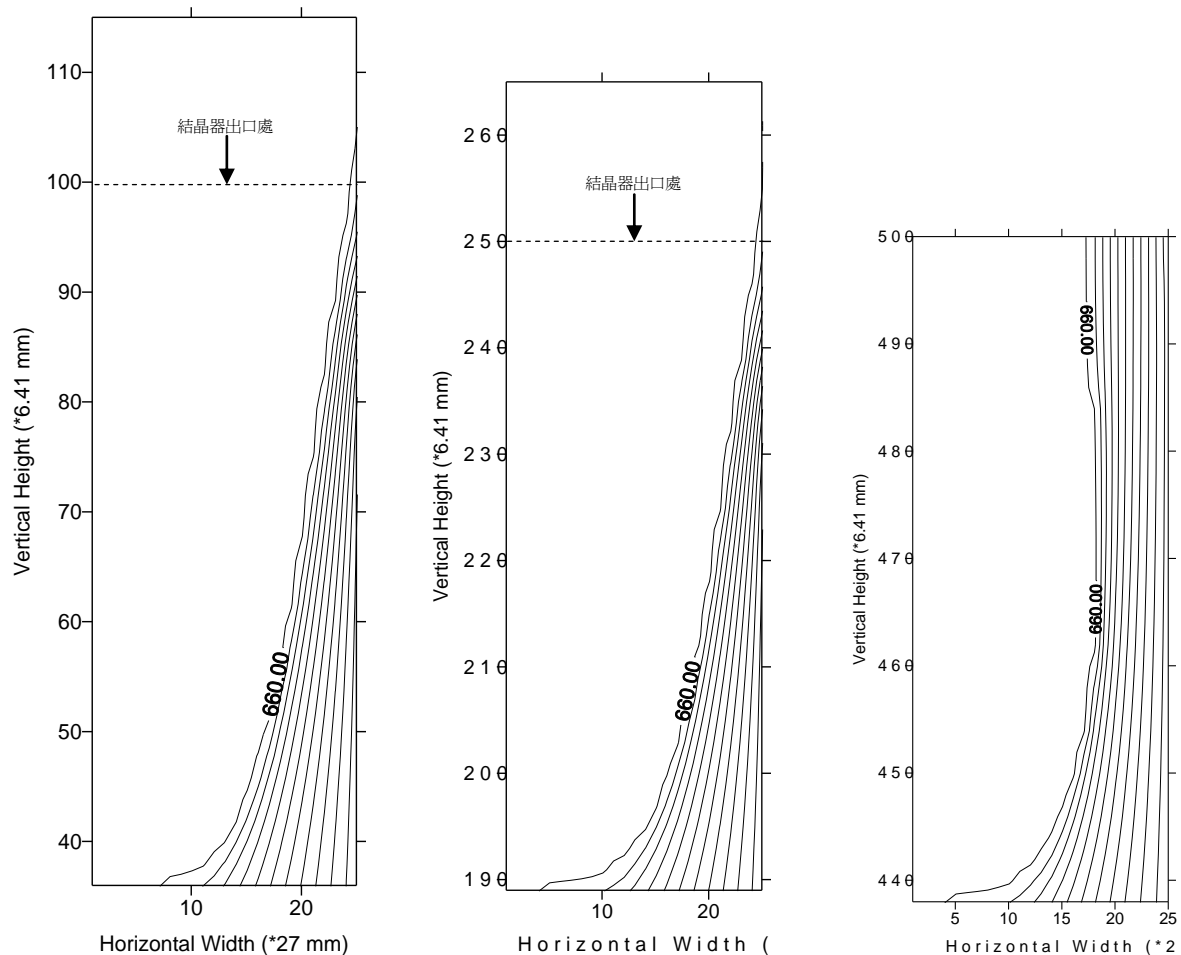


圖 19.結晶器上升 641 mm 時鉛錠中心面之液面高度 圖 20.結晶器上升 1600 mm 時鉛錠中心面之液面高度 圖 21.結晶器上升 3200 mm(離開鉛錠)時鉛錠中心面之液面高度

圖 21 結晶器上升 3200 mm(離開鉛錠)時鉛錠中心面之等溫線分佈。為鋁湯澆鑄開始後的第 4069 秒。圖中高度 440 至 450 之間凝固殼厚度持續成長。經過全程之水冷過程，鉛錠凝固殼厚度大幅成長，液面高度為 $(500-438) \times 6.41 \div 397 \text{ mm}$ ，比較圖 20 液面高度減少了 116 mm，完成了直接水冷過程，其餘之冷卻過程為空氣之冷卻，還需要一段很長的時間。

3-3-3.鉛錠不同高度之區域之溫度變化

圖 22 為鉛錠 X-Y 表面交接邊上不同高度之溫度變化。圖中線 A、B、C、D、E、F、G，由左至右高度分別為 0 mm(底面)，160 mm，320 mm，480 mm，640 mm，960 mm，1280 mm。H 為凝固線($T=660$)

℃)。其中 A 為高度為 0 之鋁錠最底層，在凝固溫度 660℃ 受到底模之急冷效應，沒有任何緩衝時間，以致於鋁錠底部品質出現嚴重缺陷(表面粗糙、變形等等)，接下來之不同高度之溫度變化皆相當類似。在凝固溫度(660℃)變化區得到緩衝，因為釋放凝固熱之緣故。在凝固溫度以下，溫度急速下降至 100℃，之後溫度下降減緩，因為冷卻水之最終溫度為 100℃(沸騰溫度)之緣故。

圖 23 為鋁錠 X-Y 表面交接邊上不同高度之溫度冷卻速率，以每秒的溫度變化表示。圖中 F1 區為鋁湯進入結晶器的階段；F2 區為鋁錠受冷卻水沖擊階段。由左至右高度分別為 0 mm(底面)，160 mm，320 mm，480 mm，640 mm，960 mm，1280 mm 之位置的冷卻速率。A 曲線為高度為零之鋁錠底部的溫度冷卻速率，因為受到底模之急冷效應，A 曲線與其他曲線有比較大的差異。由各冷卻速率曲線可見，冷卻速率在短暫時間內急速升降，二次水冷區達到最高。一次結晶器內冷卻因為凝固收縮所產生之空氣隙使得冷卻速率迅速下降。二次水冷區因為產生(boiling)冷卻，造成冷卻曲線急速升降。很快速地鋁錠表面溫度下降至 100℃(水的沸騰溫度)後，溫度保持在 100℃(冷卻速率為零)。

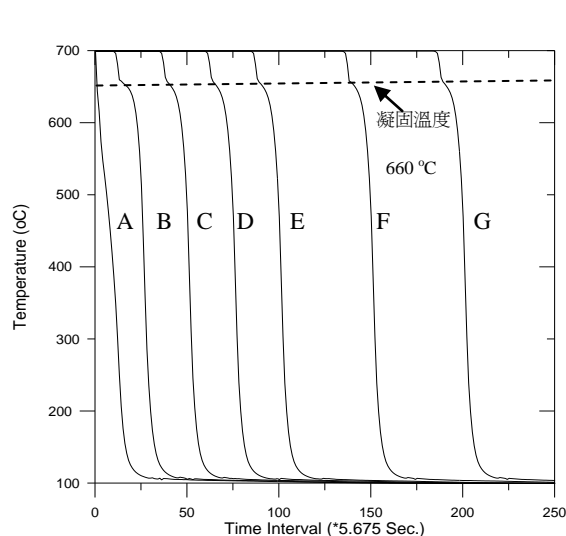


圖 22. 鋁錠 X-Y 表面交接邊上不同高度之溫度變化

(由左至右高度分別為 0, 160, 320, 640, 960, 1280 mm)

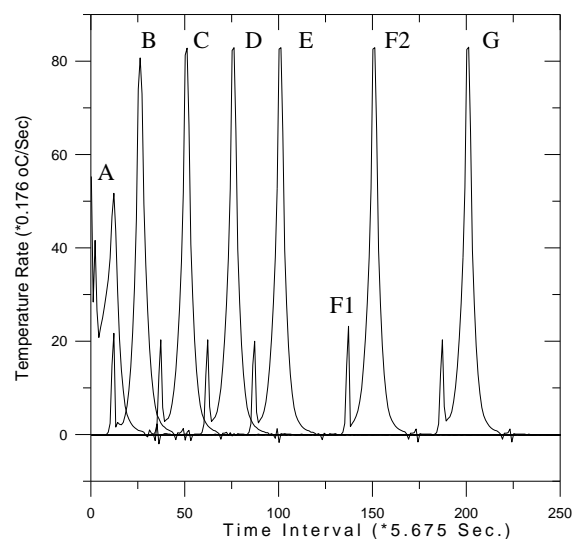


圖 23. 鋁錠 X-Y 表面交接邊上不同高度之溫度冷卻速率

(由左至右高度分別為 0, 160, 320, 960, 1280 mm)

3-3-4.比較不同之澆鑄速度與澆鑄溫度之結果

圖 24 為結晶器上升不同高度時，不同鑄造速度 V_c 之鋁錠中心面之液面高度比較。當結晶器 (Condenser) 開始動作時(即底模開始向下移動拉出鋁錠時)，在鑄造速度 $V_c = 0.00113$ m/s 時，鋁湯液面深度快速由 418 mm 拉長至 512 mm，其原因是因為底模在快速拉出時，熱量傳遞還來不及冷卻較接近心部的鋁湯，但外表已凝固，並由於鋁錠翹曲(Curl)，使得鋁錠底部與底模之間產生空隙，阻止了熱傳遞，而冷卻水也無法流入。當結晶器高度升至 100 位置時，冷卻水開始很均勻的對鋁錠表面降溫，當結晶器高度升至 1600 mm 位置時，由於鋁錠表面大面積受到冷卻水沖刷，且冷卻水吸收熱量大大於鋁錠放熱，使得鋁湯液面深度逐漸降低，一直持續到澆鑄結束。在鑄造速度減半 $V_c = 0.000565$ m/s，由於速度緩慢，較接近心部的鋁湯凝固熱量有充分的時間由底模傳導而下，所以鋁湯液面深度一開始就快速下降。第 2 個抓取點所顯示，鋁湯液面深度先下降後才又升高些微，所顯示的是，當鋁湯注入底模後，有更多的時間讓熱量被結晶器與二次冷卻水所帶走，使得持續進行的澆鑄行為，鋁湯液面深度變

得比較平穩。由 2 條曲折線比對得知，對於鋁湯澆鑄所產生的液面深度，澆鑄速度是一個影響很大的因素，往往因為澆鑄速度的不同，使得整個鋁錠澆鑄的熱傳遞與溫度分佈截然不同。

圖 25 結晶器上升不同高度時，不同鑄造溫度 T 之鋁錠中心面之液面高度比較。圖中以方形點所表示之曲折線，為鑄造溫度($T=680\text{ }^{\circ}\text{C}$)。以圓形點所表示之曲折線，為鑄造溫度($T=700\text{ }^{\circ}\text{C}$)。2 種溫度的實際鋁湯液面深度相差約 12 mm，可以說相差很小。因此，可以說鋁湯鑄造溫度的改變對鋁湯液面深度影響不大。

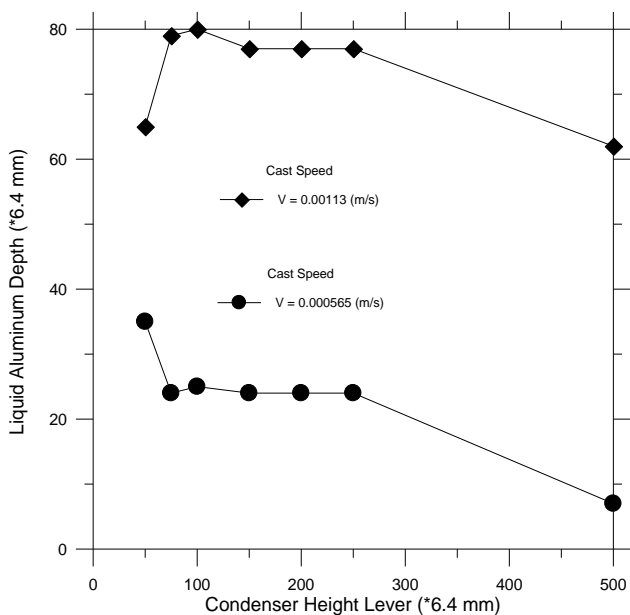


圖 24.不同鑄造速度 V_c 之液面高度比較

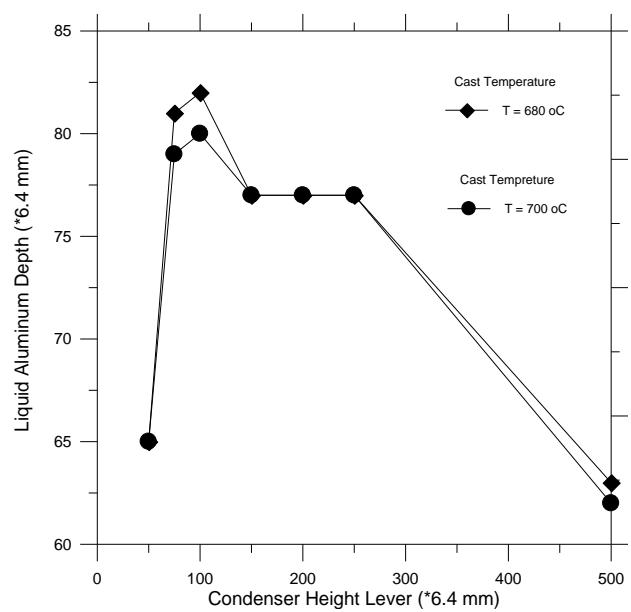


圖 25.不同鑄造溫度 T 之液面高度比較

圖 26 結晶器上升 321 mm 時鋁錠中心面之液面高度與等溫線分佈(澆鑄速度減半 $V_c=33.9\text{ mm/min}$)。結晶器上升 321 mm 時，鋁湯澆鑄開始後的第 283 秒。液面高度為 $(65-30) \times 6.41 \div 224\text{ mm}$ 。與圖 18 之液面高度 416 mm 比較降低了 192 mm，幅度相當大。凝固殼厚度也明顯增大，由此可見，減慢澆鑄速度對於鋁鑄品質改善有相當大的助益。

圖 27 結晶器上升 321 mm 時鋁錠中心面液面高度與等溫線分佈(澆鑄溫度 $T=680\text{ }^{\circ}\text{C}$)。鋁湯澆鑄開始後的第 283 秒。液面高度為 $65 \times 6.41 \div 416\text{ mm}$ 。與圖 18(澆鑄溫度 $T=700\text{ }^{\circ}\text{C}$)作比較，我們可發現差異不大，即再次顯示鋁湯鑄造溫度的改變對鋁湯液面深度與凝固殼厚度的影響不大。

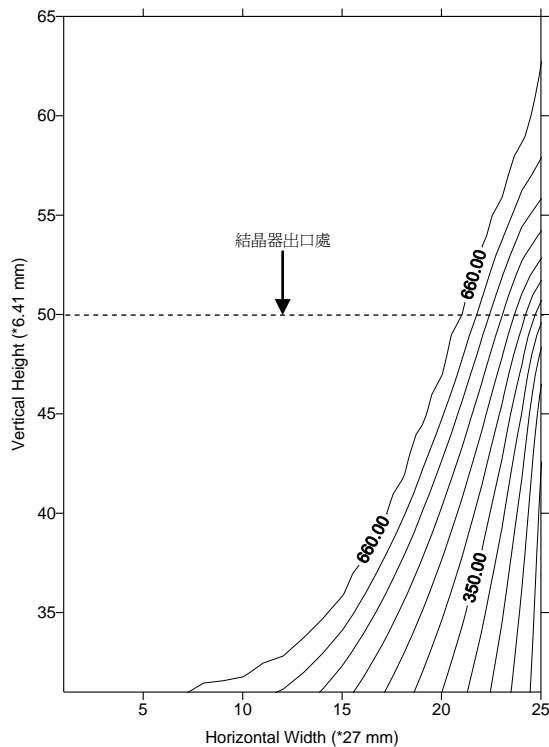
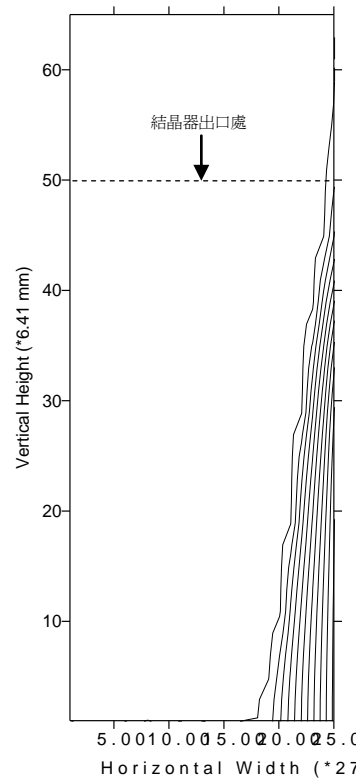


圖 26.結晶器上升 321 mm 時之液面高度圖
(澆鑄速度減半 $V_c = 33.9$ mm/min)



27.結晶器上升 321 mm 時之液面高度
(澆鑄溫度 $T = 680^\circ\text{C}$)

4. 結論

本文以數值分析方法模擬實際生產線上之鋁錠 DC 澆鑄過程。針對鋁錠在冷卻過程中的溫度場，液面高度和凝固殼厚度之變化來模擬計算。以提供目前生產線上之澆鑄缺陷之改良技術的有利參考資料，由本文之探討得到下列之結論：

1. 生產線上之澆鑄缺陷集中於鋁錠底層，其缺陷包括：翹曲(Curl)、熔洩(bleed out)、表層之冷摺(cold shut)，往往必須切除 10%之鋁錠而形成浪費。經由數值分析得知澆鑄起始階段受到底模與結晶器之急冷效應而產生上述澆鑄缺陷。所以要減緩此急冷效應，當考慮減少底模厚度與質量。
2. 要克服因為凝固收縮所造成的翹曲現象，當考慮底模形狀。如凸出外形底模，達到鋁錠中心部位先凝固，來抵銷外殼凝固之變形量。
3. 由數值分析結果發現，澆鑄過程中，因為鋁錠尺寸偏大，造成中心部位液面高度高達 513 mm。液面太高容易造成凝固殼產生復熔(Reheat)現象，因為凝固殼收縮所造成之空氣隙大大降低了熱傳遞。
4. 要克服澆鑄過程中的高液面，就必須減緩澆鑄速度，由分析結果得知，澆鑄速度減半，液面高度可減少 20%以上。業者可考慮減低澆鑄速度，犧牲生產量來提高鋁錠品質。
5. 降低澆鑄溫度由 700°C 降至 680°C ，無法有效降低澆鑄過程中之液面高度，所以無法產生實質效益。

展望未來鋁錠 DC 澆鑄缺陷改良技術，有模具改良技術、冷卻水噴灑改良技術和電磁澆鑄技術等等，都致力於改善鋁錠澆鑄之溫度場分佈，更需要以數值分析的方法來驗證其效果。而本文對實際生產線所作之數值分析，與現場狀況相當接近，如此可以避免實驗室之投資，節省成本和時間，提供有

利的參考。

參考文獻

- [1] 孝雲禎，馬宏聲。有色金屬熔鍊與鑄錠[M]。瀋陽：東北大學出版社，1994。
- [2] 郝海，金俊澤。電磁鑄造及其數值模擬的發展[J]。特種鑄造及有色合金，1999 增刊(1)：128-131。
- [3] Weckman D. C., Niessen P., A numerical simulation of the D.C. continuous casting including nucleate boiling heat transfer, J. Metal Mater Trans. (1982), 13B, pp.593-602.
- [4] Drezet J. M., Rappaz M. et al., Determination of thermophysical properties and boundary conditions of direct chill-cast aluminum alloys using inverse methods, J. Metal Mater Trans. (2000), 31B, pp.1627-1634.
- [5] Grandfield J. F., Hoadley A. and Instone S., J. Light Metals (1997), pp.691-699.
- [6] Maner L., Magnin B. and Caratini Y., J. Light Metals (1997), pp.701-707.
- [7] Dag Mortensen, A numerical model of heat and fluid flows in direct-chill casting of aluminum sheet ingots and billets, J. Metal Mater Trans.(1999), 30B, pp.119-133.
- [8] Drezet J. M., Burghardt A., Fjaer H. G. and Mabnin B., Materials Science Forum (2000), Vols.329-330, pp.493.
- [9] Drezet J. M., Plata M., J. Light Metals (1997), pp.491.
- [10] Prasso D. C., Evans J. W. and Wilson I., J. Metal Mater Trans. (1995), 26B, pp.1281.
- [11] 謝麒麟，多流低頻電磁鑄造鋁合金理論及實驗研究，內蒙古科技大學，碩士論文(2005)。
- [12] Adrian Sabau, Kazumori Kuwana et al., J. Light Metals (2004).