

行政院原子能委員會  
委託研究計畫研究報告

嚴重事故程式計算模組之研析

Investigation of Mathematical and Computational Modules in Severe Accident Simulation Code

計畫編號：992001INER009

受委託機關(構)：清華大學

計畫主持人：馮玉明

核研所聯絡人員：王郁文

聯絡電話：03-5725363

E-mail address：ymferng@ess.nthu.edu.tw

報告日期：99.11.30

## 目 錄

目 錄.....	I
中文摘要.....	1
<b>ABSTRACT</b> .....	<b>2</b>
壹、計畫緣起與目的.....	3
貳、研究方法與過程.....	4
參、主要發現與結論.....	6
肆、參考文獻.....	38

## 中文摘要

核電廠之嚴重事故因條件嚴苛與複雜，無法以實驗模擬之，故極為倚賴以電腦程式的分析結果，做為電廠決策者或運轉人員以及管制單位重要的決策或管制參考。多年來，國內研究單位常使用之嚴重事故電腦分析程式為 MAAP 與 MELCOR 兩種。本計畫乃針對嚴重事故程式 MAAP 重要計算模組，進行相關理論研究與靈敏度分析，進而可協助國內研究單位精進嚴重事故程式分析理論之瞭解與結果之研判。

## **Abstract**

The plant policy-maker or operator depends on the analytical results of computer code in order to make the appropriate decision on the occurrence of severe accidents since the phenomena associated with these accidents are too complicated to be investigated using the experiments. The computer codes used in the analysis of severe accidents by the domestic researcher include the MAAP and the MELCOR codes. In this project, investigations of key mathematical models in the MAAP code have been conducted. Sensitivity study of the parameters used in these models is also performed. The present results would assist in understanding the mathematical models adopted in the MAAP code and explaining their simulation results.

## 壹、計畫緣起與目的

核電廠之嚴重事故因條件嚴苛與複雜，無法以實驗模擬之，故極為倚賴以電腦程式的分析結果，做為電廠決策者或運轉人員以及管制單位重要的決策或管制參考。多年來，國內研究單位常使用之嚴重事故電腦分析程式為 MAAP<sup>1</sup> 與 MELCOR<sup>2</sup> 兩種，其使用這些程式進行了國內四座電廠的嚴重事故分析模式之建立、緊急操作程序書有效性之驗證、嚴重事故處理指引之研究以及核安演習劇本之編寫等。不過，國內研究單位僅止於電廠模擬輸入檔之建立、程式之運跑以及嚴重事故之分析結果演譯等研究工作。對於這些程式之計算所採用之數學模式，尚未深入地進行研究與探討。因此，本計畫主要針對 MAAP 程式，進行模擬嚴重事故熱水流現象理論模式之剖析與研究，並探討這些模擬模式之理論基礎與其相關模式的比較，進而協助國內研究單位充實嚴重事故分析程式的理論基礎，使其分析結果的研判有數學理論做為後盾，進而提昇嚴重事故程式分析之執行與結果研判之能力。

## 貳、研究方法與過程

如前所述，本計畫乃針對 MAAP 程式之理論模式，進行相關之剖析與研究並探討這些模擬模式之理論基礎。MAAP 程式之模擬模式包含反應爐系統模式(Reactor System Modeling)與物理現象模式(Phenomenology Models)兩大類。反應爐系統模式方面包含有反應爐冷卻水系統、圍阻體系統(Containment System)以及特殊安全系統(Engineered Safeguards System)等。物理現象模式方面則介紹與嚴重事故分析相關物理現象之模擬模式，包含爐心熱水流(Thermal-Hydraulics)現象與組件反應(Component System)、破口流量計算、水位模式、爐心熔渣行為(Debris Behavior)、壓力邊界失效(Pressure Boundary Failure)、熱源與熱傳、相變化、氫氣燃燒以及分裂產物遷移(Fission Product Transport)等。本計畫執行的方法如下：

1. 與上位研究單位合作，取得嚴重核子事故分析程式 MAAP 之手冊；
2. 剖析 MAAP 程式之架構；
3. 蒐集彙整與研究 MAAP 程式模擬核電廠嚴重事故的相關計算模式；
4. 蒐集與探討相關模式發展所參考之資料；
5. 選擇破口流量預估模式，利用不同參數設定值的變化，進行模式的靈敏度分析研究。同時，亦探討不同分析模式與程式預估值的比較。

由於大多數的嚴重事故歷程，均包含有破管事故。因此，在這一年的研究當中，本計畫乃選擇以 MAAP 程式中破口流量預估模式

做為研究的主要目標。其他與嚴重事故演進有關的物理現象模擬的模式，亦進行初步的研究，其中包含：

- 爐心水位評估模式：爐心水位乃燃料是否被冷卻水覆蓋以及反應爐是否安全的一個重要的指標。
- 汽液間的質量與熱量的交換模式：此模式乃透過 HTGPL 副程式計算汽液間的質量與熱量的交換行為(非沸騰狀況)，其包含熱輻射與熱對流以及凝結(Condensation)與蒸發(Evaporation)。
- Counter-Current Flooding Limitations (CCFL) Model：MAAP 程式所採用的 CCFL 模式包含 Wallis、Hayamizu, et al.、Kutateladze 以及 Damerell and Simons 等四種經驗式(Correlation)。
- 水位膨脹模式：此模式可適用於 BWR 或 ABWR 圍阻體內抑壓池(Suppression Pool)因空氣進入而造成水位膨脹現象之模擬。
- 爐渣(Debris)暫態行為評估模式：此模式乃透過 DBBED 副程式模擬爐渣(Debris)在反應爐壓力槽底部空間(Lower Plenum)的暫態行為。
- Direct Containment Heating (DCH) Model：此模式主要事模擬包含爐心熔渣從反應爐壓力槽(Reactor Pressure Vessel, RPV)底部破口排出、高壓蒸汽排放(Blowdown)以及熔渣隨著高速蒸汽一起排放等現象。
- Passive Autocatalytic Recombiner of Hydrogen：此模式主要是模擬進步型反應爐(像是進步型壓水式反應爐，Advanced Pressurized Water Reactor, APWR)設計被動式自動催化重組器(Passive Autocatalytic Recombiners, PARs)來進行氫氣濃度之控制，其能有效地對於減緩嚴重事故之結果。

### 參、主要發現與結論

MAAP 程式內建之反應爐系統包含兩大類：一為反應爐冷卻水系統(Reactor Cooling System, RCS)；一為圍阻體系統。其主要模擬的物理現象包含：

- RCS 熱傳現象；
- RCS 冷卻水含量流失(Loss of Water Inventory)以及圍阻體內冷卻水累積；
- 緊急爐心冷卻水水源與注入路徑模擬；
- 運轉員動作模擬；
- 爐心未覆蓋(Core Uncover)、燃料加熱(Heat Up)以及氫氣與分裂產物釋放至圍阻體之模擬；
- 分裂產物之釋放(Liberation)、遷移(Transport)以及沉澱(Deposition)等現象模擬；
- In-vessel爐心遷移(Core Migration)與碎裂(Fragmentation) ；
- In-vessel與Ex-vessel蒸汽與氫氣產生；
- 嚴重損毀爐心之回復；
- 反應爐槽毀壞(Vessel Failure)模擬；
- RCS組件材料潛變(Creep)與斷裂(Rupture)；
- 爐渣(Core Debris)於爐心底部空間之重組(Relocation)、夾帶(Entrainment)現象、熱傳行為以及與混凝土作用現象之模擬；
- 圍阻體內一氧化碳與氫氣之生成與燃燒模擬；
- Ex-Vessel熱傳、冷卻水含量以及圍阻體冷卻之模擬；
- 分裂產物之釋熱造成RCS長期加熱(Long-Term Heating)現象模擬；



- 圍阻體毀壞、排放(Venting)與降壓(Depressurization)現象模擬等。

MAAP 程式之 RCS 模式主要是模擬其熱水流反應(Thermal-Hydraulic Response)、冷卻水熱力性質(Thermodynamic Properties)以及系統參數之暫態變化率等。其主要包含有

- 爐心與底部空間(Lower Plenum)蒸氣與氫氣之生成；
- 爐心內燃料、護套、控制組件與分裂產物等之過熱(Overheating)與熔毀(melting)現象模擬；
- 分裂產物之釋放(Liberation)、遷移(Transport)以及沉澱(Deposition)等現象模擬；
- 爐渣(core debris)於爐心底部空間之重組(Relocation)現象與熱傳行為之模擬；
- 蒸氣、氫氣、水與爐渣等釋放於圍阻體之現象模擬；
- RCS 內氣體與結構體溫度模擬；
- RCS 內強制與自然對流之模擬等。

以 BWR 為例，圖 1(a)顯示其爐心之簡圖，而圖 1(b)即是 MAAP 程式模擬之格點分佈(Nodalization)、流體通道(Flow Paths)與熱沉(Heat Sinks)。

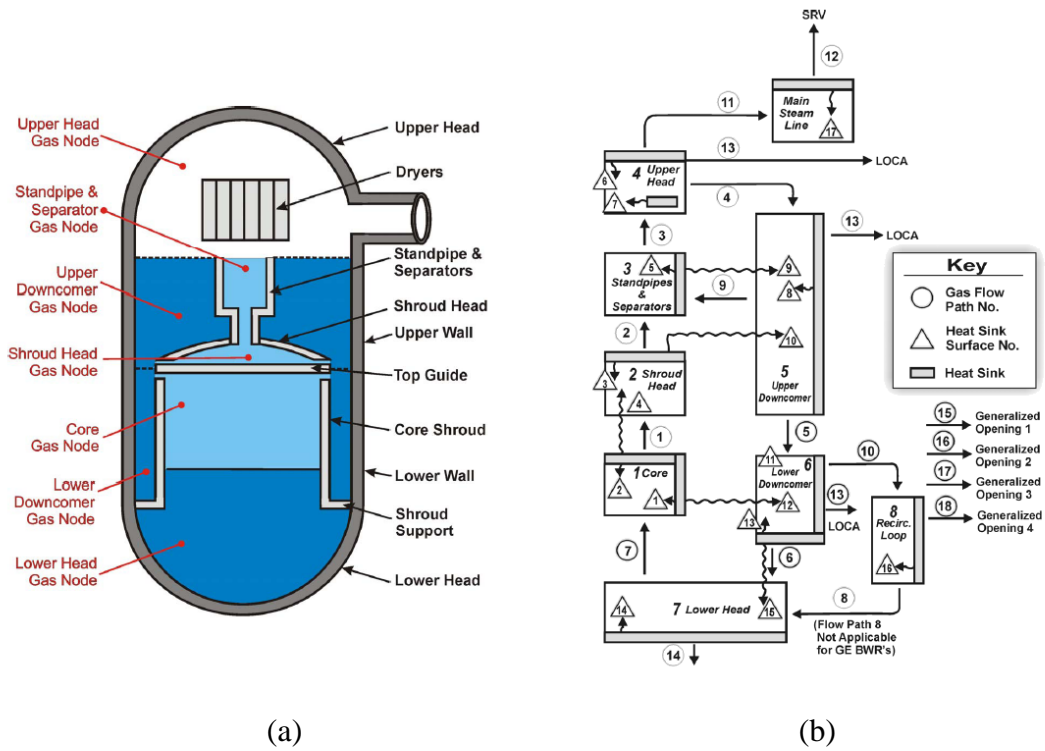


圖 1 爐心簡圖(a)與程式模擬格點圖(b)

而在 MAAP 程式之圍阻體模式並非是固定空間(Fixed Comartment)模式，其乃利用空間與流道兩種組件相互連接能建構圍阻體，屬於所謂通用圍阻體模式(Generalized Containment Model, GCM)。故 MAAP 程式可建構 PWR(如圖 2 所示)與 BWR(如圖 3 所示)之圍阻體，甚至能模擬 AP1000 與 ABWR 等三代與三代加等核電廠之圍阻體。

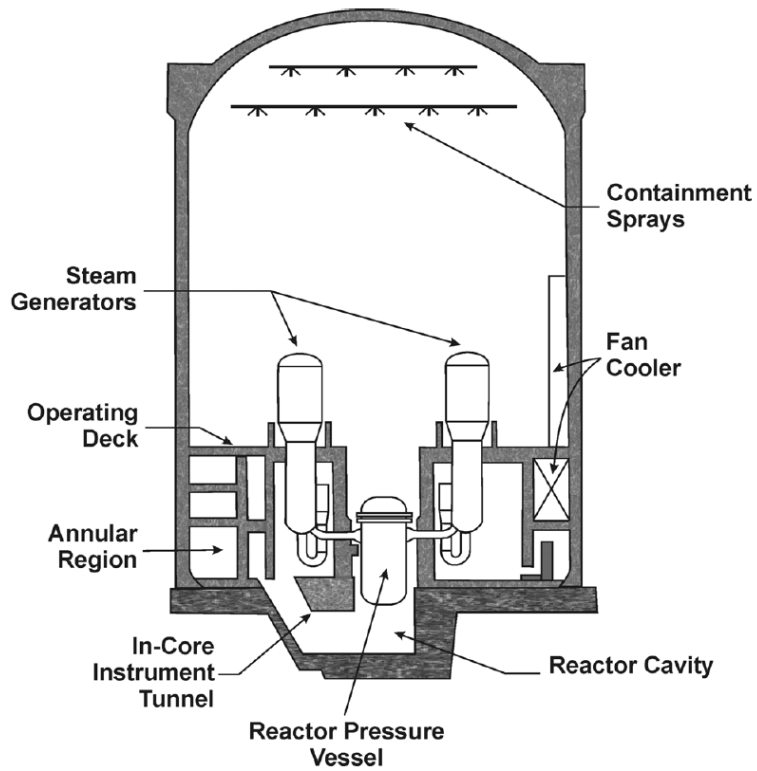


圖 2 PWR 圍阻體模式圖

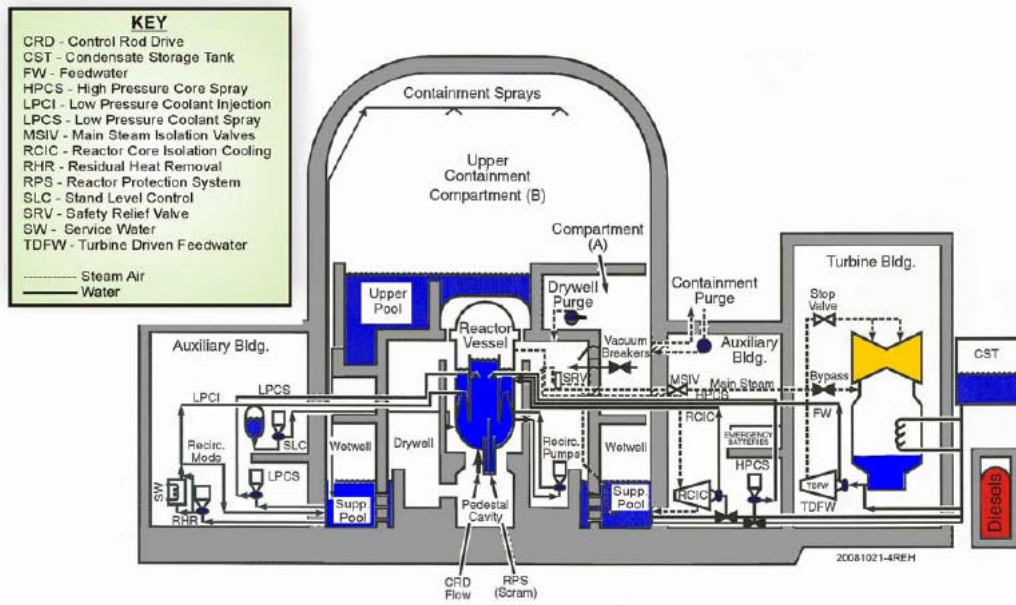


圖 3 BWR-6 圍阻體模式圖

接著就其程式內反應爐爐心與圍阻體等相關重要模式，進行討論

## 1 反應爐爐心

MAAP 程式內模擬反應爐心熱水流特性以及事故發生時爐心組件之反應(Response)主要的副程式(Subroutine)為 HEATUP，HEATUP 副程式之數學模式主要包含模擬燃料熱傳行為、爐心受熱沸騰、氫氣產生、強制與自然對流、熱輻射效應等。而模擬這些物理現象之副程式與 HEATUP 副程式與 MAAP 主程式之關係，則圖示於圖 4。

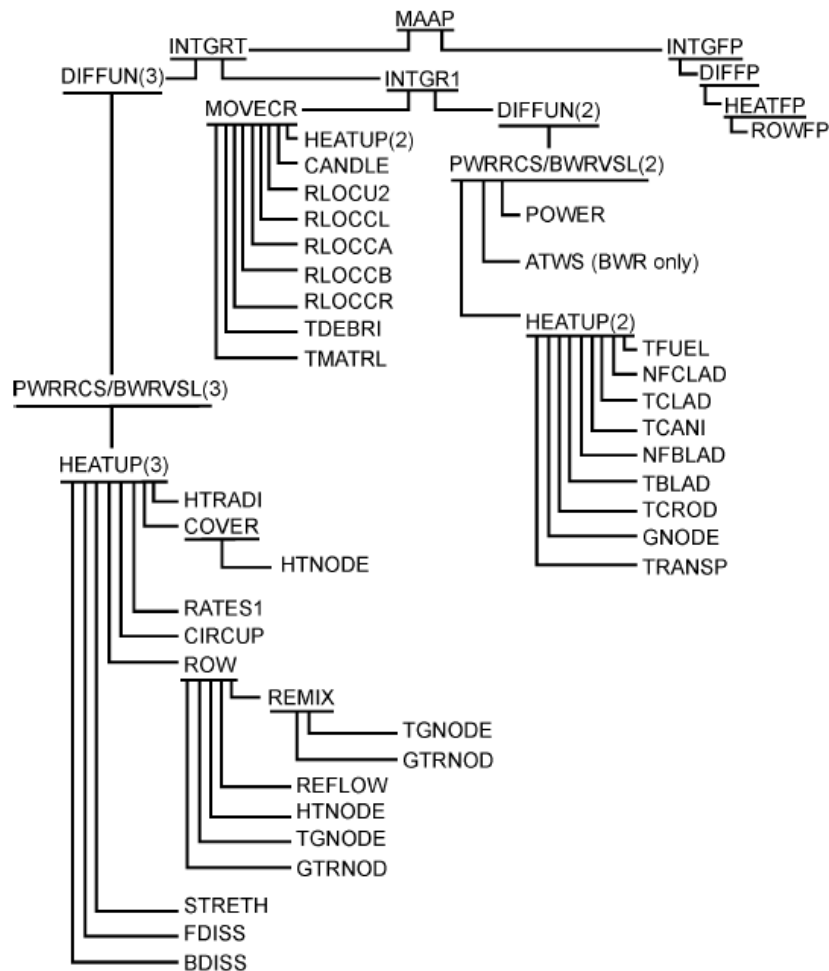


圖 4 MAAP 主程式與物理現象副程式間的關係圖

接著就針對 MAAP 程式模擬反應爐爐心重要的物理現象模式，做一概要性介紹：

- **Water Level**

爐心水位是評估燃料是否被冷卻水覆蓋以及反應爐是否安全的一個重要的指標，尤其是在事故發生時。對於 BWR 而言，其爐心內雙相流水位(Two-Phase Water Level)是由 VSLFLO 副程式加以計算的。VSLFLO 副程式內建計算爐心平均空泡分率( $\langle\alpha\rangle$ )與雙相混合水位( $L_{2\phi}$ )之模式如下：

$$\langle\alpha\rangle = 1 - \frac{M_w}{V_{2\phi}\rho_w} \quad (1)$$

$$L_{2\phi} = \frac{V_{2\phi}}{A} \quad (2)$$

其中： $M_w$  = 爐心冷卻水質量

$\rho_w$  = 爐心冷卻水密度

$V_{2\phi}$  = 雙相混合體積

$A$  = 雙相混合流體之等效面積

此外，依據 Leung[11]之研究發現，在 Churn-Turbulent 雙相流譜區，出口之空泡分率(如圖 5 所示)與爐心平均空泡分率之關係如下：

$$\alpha_T = \frac{2\langle\alpha\rangle}{1+\langle\alpha\rangle} \quad (3)$$

在 MAAP 程式內，此  $\alpha_T$  假設存在於上部空間與分離器(Upper Plenum and Separator)的空間中，同時，利用 Drift-Flux 模式來決定離開此區域雙相混合體之汽相表面速度(Superficial Velocity)

$$j_{gt} = \frac{\alpha_T V_{gi}}{1 - C_o \alpha_T} \quad (4)$$

其中： $V_{gi}$  = 飄移速度(Drift Velocity)

$C_o$  = 空泡濃度因子(Void Concentration Factor)

MAAP 程式除了用爐心整體平均空泡分率來描述 BWR 爐心的流體狀況，亦採用一維的方式進行爐心空泡分率與流體密度分布趨勢之模擬。如圖 6 所示，其第一個重要的位置即是冷卻水到達飽和狀態的位置( $Z_{sub}$ )，依據能量守恆定理， $Z_{sub}$  可決定如下：

$$Z_{sub} = L_{core} \frac{Q_{in}(h_{sat} - h_{in})}{P_{th}} \quad (5)$$

其中， $L_{core}$  = 爐心高度

$Q_{in}$  = 爐心冷卻水流量

$h_{sat}$  = 飽和水熱焓

$h_{in}$  = 進口冷卻水熱焓

$P_{th}$  = 爐心熱功率

第二個帶決定的位置為  $Z_{2\phi}$

$$Z_{2\phi} = Z_{sub} + L_{2\phi} \quad (6)$$

而雙相混合水位( $L_{2\phi}$ )可由方程式(2)決定

因此，在 MAAP 程式中，爐心空泡分率的一維分佈可分為三區(如圖 6 所示)，高度小於  $Z_{sub}$ ，空泡分率為零；高度介於  $Z_{sub}$  與  $Z_{2\phi}$  之間，則利用 Drift-Flux 模式來計算空泡分率；而高度大於  $Z_{2\phi}$  之區域，空泡分率假設為 1。其數學公式如下：

- 次冷態區( $Z_{bottom} < Z < Z_{sub}$ )

$$\alpha(Z) = 0 \quad (7)$$

- 雙相流區 ( $Z_{sub} < Z < Z_{2\phi}$ )

$$\alpha(Z) = \frac{1}{C_o} - \frac{1}{C_o \left( \frac{C_o \alpha_T}{1 - C_o \alpha_T} \frac{Z - Z_{sub}}{L_{2\phi}} + 1 \right)} \quad (8)$$

- 空泡區 ( $Z_{2\phi} < Z < Z_{top}$ )

$$\alpha(Z) = 1 \quad (9)$$

於是，爐心內流體之密度為

$$\rho_w = \rho_{sat} \left( 1 - \int_Z \alpha(Z) dZ \right) \quad (10)$$

其中， $\rho_{sat}$  = 飽和水的密度

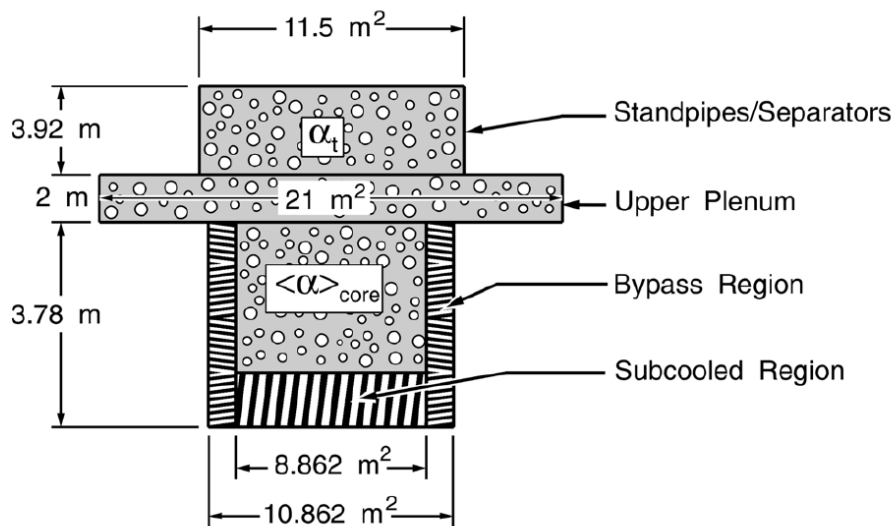


圖 5 MAAP 程式計算出口空泡分率之示意圖

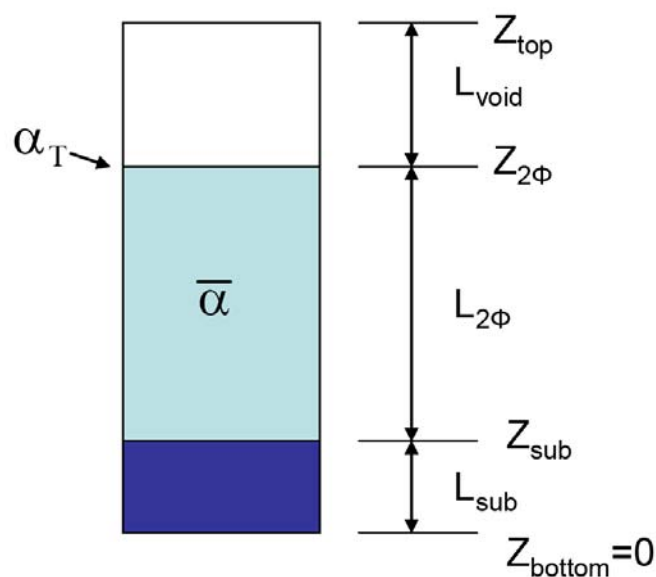


圖 6 爐心空泡分率一維分佈之示意圖

● **Heat Transfer Between Water Pools and Gas Regions**

HTGPL 副程式主要是計算汽液間的質量與熱量的交換行為(非沸騰狀況)，其包含熱輻射與熱對流以及凝結(Condensation)與蒸發(Evaporation)。

高溫氣體與水平液面之熱輻射

$$q'' \approx q''_{CO_2} + q''_{H_2O} \quad (11)$$

$$q''_{CO_2} = 0.0882(P_{CO_2} L_R)^{1/3} \left[ \left( \frac{T_g}{100} \right)^{3.5} - \left( \frac{T_w}{100} \right)^{3.5} \right] \quad (12)$$

$$q''_{H_2O} = 4.132 \cdot 10^{-4} P_{H_2O}^{0.8} L_R^{0.6} \left[ \left( \frac{T_g}{100} \right)^3 - \left( \frac{T_w}{100} \right)^3 \right] \quad (13)$$

其中， $P$  = 氣體分壓(Partial Pressure)

$L_R$  = 熱輻射特性長度=3.6(Volume/Surface Area)

$T_g, T_w$  = 氣體與表面溫度

液態水蒸發至氣體

$$Nu = 0.156(Gr Pr + Gr_m Sc)^{1/3} \quad [12] \quad (14)$$



$$Nu_m = 0.156(Gr Pr + Gr_m Sc)^{1/3} \quad (15)$$

其中， $Nu = \frac{Lq_N''}{k(T_w - T_\infty)}$  (16)

$$Nu_m = \frac{L\dot{m}}{D\rho(Y_w - Y_\infty)} \text{ (Nusselt number for mass transfer)} \quad (17)$$

$$Gr = \frac{g\beta L^3(T_w - T_\infty)}{\nu^2} \text{ (Grashof number for heat transfer)} \quad (18)$$

$$Gr_m = \frac{g\beta_m L^3(Y_w - Y_\infty)}{\nu^2} \text{ (Grashof number for mass transfer)} \quad (19)$$

$$Pr = \nu / \alpha \quad (20)$$

$$Sc = \nu / D \quad (21)$$

$L$  = 特性長度

$T_w, T_\infty$  = 表面與周圍(Ambient)溫度

$$\beta = 1/T_\infty = \text{熱膨脹係數} \quad (22)$$

$$\beta_m = \frac{(M_i - M)}{M} = \text{濃度膨脹係數} \quad (23)$$

$\rho$  = 氣體密度

$\nu$  = 氣體動態黏滯度

$\alpha$  = 氣體熱擴散度

$q_N''$  = 熱輻射通量

$D$  = 擴散係數

$M$  = 擴散氣體分子量

$M_i$  = 惰性氣體分子量

因此

$$q_N'' = 0.156 \frac{k(T_w - T_\infty)}{(\alpha\nu/g)^{1/3}} \left[ \frac{T_w - T_\infty}{T_\infty} + (Y_w - Y_\infty) \frac{M_i - M}{M} \right]^{1/3} \quad (24)$$

$$\dot{m} = 0.156 \frac{D\rho(Y_w - Y_\infty)}{(\alpha\nu/g)^{1/3}} \left[ \frac{T_w - T_\infty}{T_\infty} + (Y_w - Y_\infty) \frac{M_i - M}{M} \right]^{1/3} \quad (25)$$

### 蒸汽冷凝於液體表面

蒸汽冷凝之速率( $W_{CD}$ )可由下式計算

$$W_{CD} = H_m A_{pool} [PP_{st} - P_{sat}(T_w)] \quad (26)$$

$$\text{其中： } H_m = \text{質量傳遞係數} = \frac{H_{conv}}{Cp_g P_{am} M} \left( \frac{Pr}{Sc} \right)^{0.66} \quad (27)$$

$H_{conv}$  = 對流熱傳係數

$Cp_g$  = 氣體比容

$PP_{st}$  = 蒸汽分壓

$P_{sat}(T_w)$  = 液體表面溫度下之飽和蒸汽壓

$$P_{am} = \text{對數平均壓差} = \frac{PP_{st} - P_{sat}(T_w)}{\ln \left( \frac{P - P_{sat}(T_w)}{P - PP_{st}} \right)} \quad (28)$$

### 氣體至液面的總熱傳量

$$q'' = q''_R - q''_N + mh_{st:pl} \quad (29)$$

$h_{st:pl}$  = 水蒸汽之熱焓

## ● Counter-Current Flooding Limitations (CCFL)

MAAP 程式採用之 CCFL 模式包含 Wallis [13]、Hayamizu, et al.[14]、Kutateladze [15]以及 Damerell and Simons [16]四種經驗式 (Correlation)，其分別描述如下：

Wallis 經驗式 (適用於水力直徑(Hydraulic Diameter)小於 2 cm)

$$j_g^{*1/2} + mj_\ell^{*1/2} = c_w$$

$$j_g^* = j_g \rho_g^{1/2} [gD(\rho_\ell - \rho_g)]^{-1/2} \quad (30)$$

$$j_{\ell}^* = j_{\ell} \rho_{\ell}^{1/2} [gD(\rho_{\ell} - \rho_g)]^{-1/2} \quad (31)$$

其中： $j_g$  為汽相的表面速度(Superficial Velocity)

$j_{\ell}$  為液相的表面速度(Superficial Velocity)

$g$  為重力加速度

$D$  為水力直徑

$\rho_g, \rho_{\ell}$  分別為汽相與液相的密度

Hayamizu 經驗式(適用範圍同 Wallis)

$$\left(\frac{\rho_g}{\rho_{\ell}}\right) j_g^{1/2} + j_{\ell}^{1/2} = 1.32V_{gj}^{1/2}, \quad \text{and} \quad V_{gj}^{1/2} = 0.11m/s \quad (32)$$

Kutateladze 經驗式(適用於水力直徑 > ~ cm)

依據 Henry 的研究結果[17]，在大尺寸的管徑下，汽液交互作用發生 CCFL 的臨界長度(Critical Size)取決於波長(Wave Length)，而非如小尺寸的管徑，取決於管徑大小。

$$K_g^{*1/2} + K_{\ell}^{*1/2} = C_2 \quad (33)$$

$$\text{其中：} K_g^* = j_g \rho_g^{1/2} [g\sigma(\rho_{\ell} - \rho_g)]^{-1/4} \quad (34)$$

$$K_{\ell}^* = j_{\ell} \rho_{\ell}^{1/2} [g\sigma(\rho_{\ell} - \rho_g)]^{-1/4} \quad (35)$$

$$C_2 = 1.79$$

$\sigma$  = surface tension

UPTF 經驗式(Damerell and Simons 經驗式)

$$\sqrt{j_{\ell}^*} = 0.7955 - 1.1564\sqrt{j_g^*} \quad (36)$$

## 2 圍阻體內熱水流模式

如前所述，MAAP 程式之圍阻體模式是利用空間與流道相互連接而成的，其是屬於 GCM 模式。因此，MAAP 程式之圍阻體模式可適用於不同的反應爐，像是 PWR、BWR、ABWR 以及 AP1000 等

三代與三代加的反應爐。而 MAAP 程式模擬圍阻體內熱水流特性的副程式為 AUXREG，其主要計算之物理現象模式包含有初始化 (Initialization)、BWR 之 Isolation Condenser (PRHRIC 副程式)、ESF (AUXESF-BWR 與 AUXESF-PWR 副程式)、熱沉模擬(HSNKRB 副程式)、氣水熱傳(PTCAL 與 HTGPL 等副程式)、氣體燃燒(BURN 副程式)、圍組體噴灑(SPRAY 副程式)、爐渣反應(DEBRIS 副程式)、氣體流量(AUXFLO 副程式)、氣體冷卻器(Cooler) (FANCLR 副程式)、水池內蒸汽冷凝(AUCREG、AUXFLO 與 WSTPOL 副程式)等。以下就介紹幾種圍阻體相關模式

- **Pool Swell Calculation in Containment**

此模式可適用於 BWR 或 ABWR 圍阻體內抑壓池(Suppression Pool)因空氣進入而造成水位膨脹現象之模擬。在 MAAP 程式，水池的模擬可如下圖所示，池內約略分為兩區，上面為雙相混合區，底部為單相液態水區。其雙相混合區內的平均空泡係數( $\bar{\alpha}$ )可由下式評估

$$\bar{\alpha} = \frac{V_{2\phi} - (M_{w,top} \cdot v_w)}{V_{2\phi}} \quad (37)$$

其中： $M_{w,top} = M_{tot} - \frac{V_{bot}}{v_w}$  (38)

$v_w$  = 液態水的比容(specific volume)

$V_{2\phi}$  = 雙相混合體積

非冷凝氣體(Non-Condensable Gases)離開雙相混合體之表面速度(Superficial Velocity,  $j_{g,t}$ )可由屬於 Churn Turbulent 流譜內的

Drift-Flux 模式決定

$$j_{g,t} = \frac{\alpha_t U_{gj}}{1 - C_o \alpha_t} \quad (39)$$

其中： $U_{gj}$  = 飄移速度

$C_o$  = 空泡濃度因數(Void Concentration Factor)

$\alpha_t$  = 雙相混合體出口空泡係數(MAAP 程式假設與  $\bar{\alpha}$  相同)

雙相混合體之變化率可由下列公式計算

$$\frac{dV_{2\phi}}{dt} = \dot{m}_w v_w + W_{st} v_{st} - j_{g,t} A_{pool} + W_{nc} v_{nc} \quad (40)$$

其中： $\dot{m}_w$  = 水池質量變化率

$W_{st}$  = 水池內蒸氣流率

$v_{st}$  = 飽和水的比容

$A_{pool}$  = 氣體離開雙相混合體之表面積

$W_{nc}$  = 非冷凝氣體流率

$$v_{nc} = \text{非冷凝氣體的比容} = \frac{R_u T_w}{P_{nc} M_{w,nc}} \quad (41)$$

$R_u$  = 氣體常數

$T_w$  = 液態水的溫度

$$P_{nc} = P_{tot} - P_{sat}(T_w) \quad (42)$$

$$M_{w,nc} = \frac{1}{\sum \frac{mf_i}{M_{wi}}} \quad (43)$$

$mf_i$  = 非冷凝氣體 i 成分的質量分率

$M_{wi}$  = 非冷凝氣體 i 成分的分子量

- **Debris Bed Dynamics in Reactor Vessel Lower Plenum**

DBBED 副程式主要是模擬爐渣(Debris)在反應爐壓力槽底部空間(Lower Plenum)的暫態行為，爐渣在底部空間形成的爐渣床包含 particulate bed, continuum oxidic crust 與 central region 以及 overlying metallic layer，如下圖所示。藉由 entrainment 過程，熔解的爐渣會進入原先充滿液態水的底部空間而形成 particulate debris bed。而爐渣殼(Crust)會在爐渣池頂端、RPV 牆壁以及內部組件上形成，其溫度分佈可假設為一維 parabolic 的形式。爐水進入造成爐渣冷卻(Quenching)現象亦可由能量方程式模擬之。

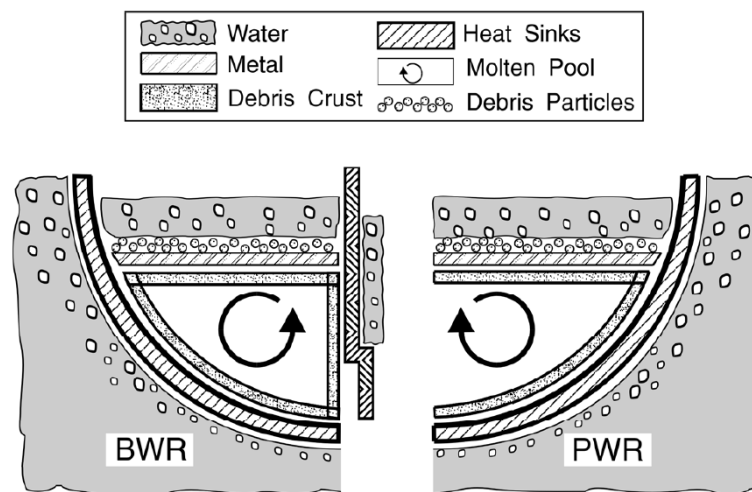


圖 7 爐渣床的示意圖

- **Direct Containment Heating (DCH)**

在 MAAP 程式內，DCH 主要是描述一連串的事件，也稱為高壓熔渣排放(High Pressure Melt Ejection, HPME)，此現象包含爐心熔渣從反應爐壓力槽(Reactor Pressure Vessel, RPV)底部破口排出、高壓蒸汽排放(Blowdown)以及熔渣隨著高速蒸汽一起排放等，故 DCH 的熱源來自四個地方，包含

- 高壓爐心冷卻水排放(Blowdown)
- 熔渣(Debri)-氣體間的熱傳
- 金屬/蒸汽放熱反應
- 氫氣燃燒

MAAP 程式內建之 DCH 模式有兩種，一為 Henry's dispersed model [18]；一為 Kim's dispersed model [19]。

### ● Heat Transfer and Condensation from Gas to a Surface

HWALL 副程式主要是模擬氣體在表面上質傳與熱傳之現象，其中有關輻射與對流熱傳之模式則與無相變化之單相流一致，而相變化之冷凝與蒸發模式則描述如下。

考慮壁面冷凝現象，其冷凝之質傳係數(Mass Transfer Coefficient,  $H_m$ )

$$H_m = \frac{H_{CD}}{Cp_g P_{am} M_w} \left( \frac{Pr}{Sc} \right)^{0.66} \quad [20] \quad (44)$$

其中： $M_w$  = 水的分子量

$Cp_g$  = 氣體的比熱

$$Sc = \frac{\mu_g v_g}{D} = Schmidt \ Number \quad (45)$$

$$Pr = \frac{\mu_g Cp_g}{k_g} = Prandtl \ Number \quad (46)$$

$\mu_g$  = 氣體的黏滯度

$v_g$  = 氣體的比容

$D$  = 氣體的擴散度(Diffusivity)

$$P_{am} = \text{Log Mean Pressure Difference} = \frac{PP_{stg} - P_{sat}(T_{fo})}{\ln \frac{P - P_{sat}(T_{fo})}{P - PP_{stg}}} \quad (47)$$

$P$  = 總壓力

$P_{sat}(T)$  = 對應溫度  $T$  下的飽和壓力

$PP_{stg}$  = 氣體內蒸汽的分壓

$T_{fo}$  = 外部溫度(Outside Temperature)

而經由冷凝水膜(Condensate Liquid Film)傳熱之熱傳係數( $H_{CD}$ )為

$$H_{CD} = H^* k \left( \frac{g}{v_\ell^2} \right)^{1/3} \quad [21,22] \quad (48)$$

其中： $k$  = 熱導度

$v_\ell$  = 水的動力黏滯度(Kinetic Viscosity)

$$H^* = 10^Y \quad (49)$$

$$X = \text{Log}_{10}(L^*) = \text{Log}_{10} \left\{ \left( \frac{4L\Delta T C_\ell}{\text{Pr } i'_{fg}} \right) \left( \frac{g}{v_\ell^2} \right)^{1/3} \frac{1}{1 - \rho_g / \rho_\ell} \right\} \quad (50)$$

$L$  = 冷凝水膜高度

$$\Delta T = T_{fo} - T_{wall} \quad (51)$$

$C_\ell$  = 水的比熱

$$i'_{fg} = h_{fg} + 0.68 C_\ell \Delta T \quad (52)$$

$\rho_\ell$  = 水的密度

$\rho_g$  = 蒸汽的密度

$$Y = 0.129466 - 0.25566X \quad \text{for } X < 4.157 \quad (53)$$

$$Y(\text{Pr}) = (Y_{\text{Pr}=10} - Y_{\text{Pr}=1}) \text{Log}_{10} \text{Pr} + Y_{\text{Pr}=1} \quad (54)$$

$$Y_{\text{Pr}=1} = 0.1631 - 2.09294X + 0.886X^2 - 0.131X^3 + 6.865 * 10^{-3} X^4 \quad (55)$$



$$Y_{Pr=10} = 4.708466 - 18.48X + 9.4017X^2 - 1.71X^3 + 0.106X^4 \quad \text{for } X \leq 5 \quad (56)$$

$$Y_{Pr=10} = 0.27773X - 1.53768 \quad \text{for } X > 5 \quad (57)$$

經由冷凝水膜每單位面積傳熱量為

$$\frac{Q_{air}}{A} = (H_{conv} + H_{rad})(T_g - T_{fo}) + H_m M_w [PP_{stg} - P_{sat}(T_{fo})](h_{stg} - h_{wcd}) \quad (58)$$

其中： $h_{stg}$  = 氣體內蒸汽的熱焓

$h_{wcd}$  = 對應冷凝水膜平均溫度( $T_{cd}$ )之熱焓

$$T_{cd} = T_{sw} + 0.25(T_{fo} - T_{sw}) \quad (59)$$

冷凝的水流量為

$$W_{CD_{out}} = W_{CD_{in}} + H_m AM_w [PP_{stg} - P_{sat}(T_{fo})] \quad (60)$$

- **Passive Autocatalytic Recombiner of Hydrogen (H2PAR)**

進步型反應爐(像是進步型壓水式反應爐, Advanced Pressurized Water Reactor, APWR)設計被動式自動催化重組器(Passive Autocatalytic Recombiners, PARs)來進行氫氣濃度之控制,其能有效地對於減緩嚴重事故之結果。MAAP 程式內建之 PARs 模式主要是依據 EPRI-ALWR 合作計畫[23]所發展的模式。

MAAP 程式內氫氣消耗率( $W_d$ )可由下式計算之

$$W_d (kg / hr) = FEFPAR \left[ 0.029883(C - C_o)^2 + 0.001009(C - C_o) \right] \frac{P_{tot}}{T} \quad (61)$$

其中： $C$  = PAR 進口氫氣體積分率

$C_o = NFH2MN$  = 極限 (Limiting) 氫氣體積分率 = 0 for normal severe accident

= 0.002 for a

conservative DBA

$P_{tot}$  = 壓力 (in bars)

$T$  = PAR 進口氣體溫度 (in K)

$FEF_{PAR} = 5,596,037$  [23]

MAAP 程式內亦有 Siemens\_PARs 模式[24]

$$\frac{dm_{H_2}}{dt} = -\eta v (AP_{tot} + B) \tanh[100(v - v_{H_2})] / 1000 \quad (62)$$

其中： $v$  = 氣體莫耳分率 (Mole Fraction) =  $\min(v_{H_2}, \frac{1}{2}v_{O_2}, 0.08)$  (63)

$$\eta = multiplier = \begin{cases} 1.0, & \text{if } v_{H_2} < v_{O_2} \\ 0.6, & \text{if } v_{H_2} > v_{O_2} \end{cases} \quad (64)$$

A, B 是經驗常數，其值如下表所示

表 1 Siemens Law 的經驗常數

Constants of 1998 Siemens Law		
Type of PAR	A	B
FR90/1-100	.32	0.39
FR90/1-150	.48	.58
FR90/1-320	1.00	1.20
FR90/1-750	6.80	8.30
FR90/1-960	3.10	3.70
FR90/T-750 law 2001	6.10	7.4
FR90/T-1500	13.7	16.7

- 破口流量

MAAP 程式計算破口流量，分成單相流與雙相流兩大部分，其數學模式與參數靈敏度分析結果，可分述如下：

## 單相流

對於次冷態單相流破口流量之計算，MAAP 程式基本上是採用下列方程式進行預估

$$W_l = C_d A \left( \frac{2P(1-\eta)}{v_l} \right)^{1/2} \quad (65)$$

其中， $W_l$  = 破口流量

$A$  = 破口面積

$C_d$  = 釋放係數(Discharge Coefficient)

$P$  = 破口上游壓力。

$v_l$  = 流體之比容

$$\eta = \max(P_{rec} / P, \eta_{crit}) \quad (66)$$

$P_{rec}$  = 破口下游壓力

$$\eta_{crit} = \min(\eta_{crit}^*, P_{sat} / P) \quad (67)$$

$$\eta_{crit}^* = 0.83 - \frac{0.15}{0.22} x, \quad x \leq 0.2 \quad (68)$$

根據動量守恆定律，破口質量流率與上、下游之壓差成正比，仔細審視方程式(65)正顯示這種關係式。當上、下游之壓差大到某一個程度，破口流量會達到一定值而不再繼續增加，此現象我們稱此破口流況達到所謂臨界流(Critical Flow)。一般系統分析程式，乃利用程式計算之破口流量與臨界流量比較，以判定破口流況是否已到達臨界狀態。而 MAAP 程式則是先計算臨界壓力比值( $\eta_{crit}$ ，參考方程式(66)-(68))，若上、下游壓力的比值( $P_{rec} / P$ )高於臨界壓力比值( $\eta_{crit}$ )，則此破口流況則達到臨界流，而此時之破口流量則為臨界流量。拿方程式(65)來看，此時式中的 $\eta = \eta_{crit}$ ，而所計算的 $W_l$ 即為臨界

流量。表 2 顯示在下游壓力為 1000 psia 而上游壓力從 990 psia 下降至 800 psia，依 MAAP 程式所採用之模式，當下游壓力低於 830 psia 時(見表 2 紅字部分)， $P_{rec} / P$  開始高於  $\eta_{crit}$ ，此時破口流況則達到臨界流，即使下游壓力繼續降低，而破口流量仍保持臨界流量(8543.223 lbm/s)，如圖 8 所示。

在此上游壓力下，由一般安全分析程式常採用的 Moody Model [25]所計算的臨界流量為 7881.96 lbm/s，而適用圍阻體安全分析程式 GOTHIC[26]所計算的臨界流量為 7883.70 lbm/s。由三者比較可知，MAAP 程式利用臨界壓力比值來判斷臨界流況並計算臨界流量的方法，在飽和水的流況下，會有高估的現象。

表 2  $\eta_{crit}^*$ ， $\eta_{crit}$ ， $\eta$  判斷機制

	$P_{rec}$	$\eta_{crit}^*$	$P_{sat} / P$	$\eta_{crit}$	$P_{rec} / P$	$\eta$	Break Flowrate (lbm/s)
1	990	0.83	1	0.83	0.99	0.99	2072.04
2	960	0.83	1	0.83	0.96	0.96	4144.07
3	930	0.83	1	0.83	0.93	0.93	5482.09
4	900	0.83	1	0.83	0.9	0.9	6552.35
5	870	0.83	1	0.83	0.87	0.87	7470.83
6	840	0.83	1	0.83	0.84	0.84	8288.14
7	830	0.83	1	0.83	0.83	0.83	8543.22
8	820	0.83	1	0.83	0.82	0.83	8543.22
9	810	0.83	1	0.83	0.81	0.83	8543.22
10	800	0.83	1	0.83	0.8	0.83	8543.22

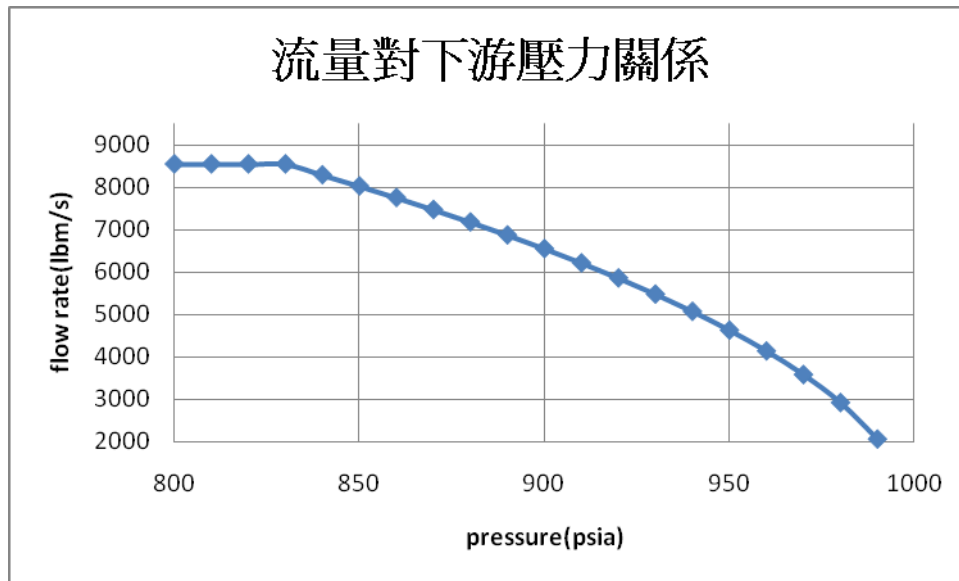


圖 8 MAAP 程式計算隨下游壓力變化的破口流量

### 雙相流

MAAP 程式是採用方程式(69)來計算上游為雙相流流況下的破口流量。類似於單相流的分析案例，本計畫假設下游壓力為 14.7 psia 而上游壓力為 1000 psia 且處於雙相流狀態。而 MAAP 程式採用的方程式(69)、GOTHIC 程式與 Moody Model 所計算之臨界流量隨雙相流熱焓的關係，則展示於圖 9 之中。在此圖中，我們假設 S=1 與 2，分別利用方程式(69)-(71)計算雙相流況下破口的臨界流量。而從三者吻合的比較顯示，MAAP 程式計算臨界流量的方法亦適用於雙相流的情況。

$$W_{2\phi} = C_d A \left\{ \frac{2P(1-\alpha) \left[ \frac{1-\alpha}{\alpha} (1-\eta) + \frac{\gamma}{\gamma-1} \left( 1 - \eta^{\frac{\gamma-1}{\gamma}} \right) \right]}{(1-x)\alpha V_l \left( \frac{1-\alpha}{\alpha} + \frac{1}{\eta^{1/\gamma}} \right)^2} \right\} \quad (69)$$

$$\alpha = \frac{1}{1 + [(1-x)/x](V_l/V_g)S} \quad (70)$$

S = Slip Ratio

$$\gamma = 1.327$$

$x$  = 平衡乾度

$$\eta^*_{crit} = \begin{cases} 0.83 - \frac{0.15}{0.22} x, & x \leq 0.2 \\ 0.69 - \frac{\left[ 0.69 - \left( \frac{2}{\gamma + 1} \right)^{\frac{\gamma}{\gamma + 1}} \right]}{0.8} (x - 0.2), & x > 0.2 \end{cases} \quad (71)$$

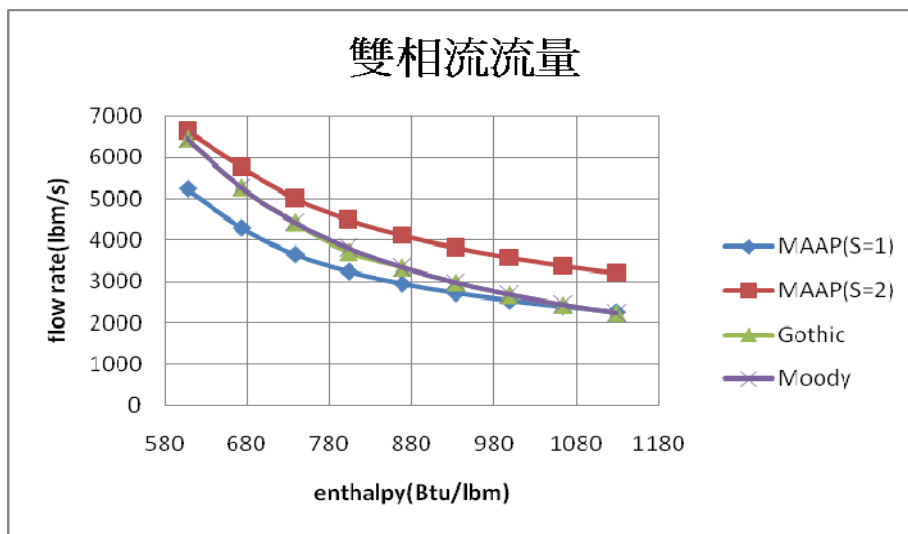


圖 9 三種程式所計算臨界流量隨雙相流熱焓的關係

上述計算雙相流況下的臨界流量，基本上是假設汽水均勻混合的狀況，此為汽水平衡的假設。不過，實際的狀況是汽水分離的非平衡狀況，亦即密度大的水沉積於底部而密度小的汽相則停在頂部。因此，不同破口位置，其破口流量亦會不同。MAAP 程式亦有模式來探討不同破口位置對臨界流量之影響，包含頂端破口、底部破口以及側邊破口三類(如圖 10 所示)。本計畫亦利用一個案例進行不同破口位置對臨界流量之影響分析，此案例乃假設一個管徑為 20 吋的管子發生破口事故，管內飽和水處於 1000 psia 而外界為 14.7 psia。MAAP 程式計算破口臨界流量隨著管內初始水位高度的關係。

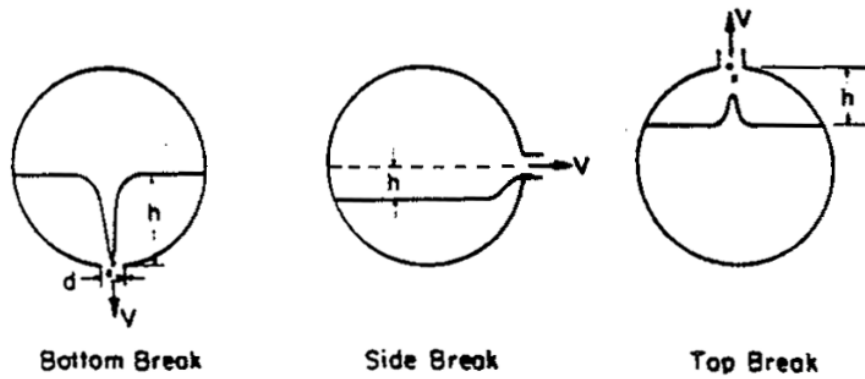


圖 10 三種不同破口位置

### (1) 底部破口

當底部發生破口，對於臨界流量之計算，基本上是採用下列方程式進行預估

$$x = \left[ 1 - \left( \frac{h}{h_b} \right)^2 \right]^{3.5} \exp \left( -3.1 \frac{h}{h_b} \right) \quad (72)$$

其中： $x$  = 破口處雙相流體之等效乾度

$h_b$  = 最初拉穿高度 (Incipient Pull-Through Water Height)

$$= \frac{\delta}{(g\Delta\rho)^{0.5}} \left[ \frac{Fr_l B_o^2 Nu^{-0.5} \left( \frac{\rho_l}{\Delta\rho} \right)^{0.5}}{19.4} \right]^{1/2.2} \quad (73)$$

$$Fr_l = V_l (gd)^{-0.5} \quad (74)$$

$$B_o = d\delta^{-0.5} (g\Delta\rho)^{0.5} \quad (75)$$

$$Nu = \mu_l \rho_l^{-0.5} \delta^{-0.75} (g\Delta\rho)^{0.25} \quad (76)$$

$V_l$  = 液體速度

$V_g$  = 氣體速度

$g$  = 重力加速度

$\delta$  = 表面張力

$d$  = 破口直徑大小

$\Delta\rho =$  上下游壓力

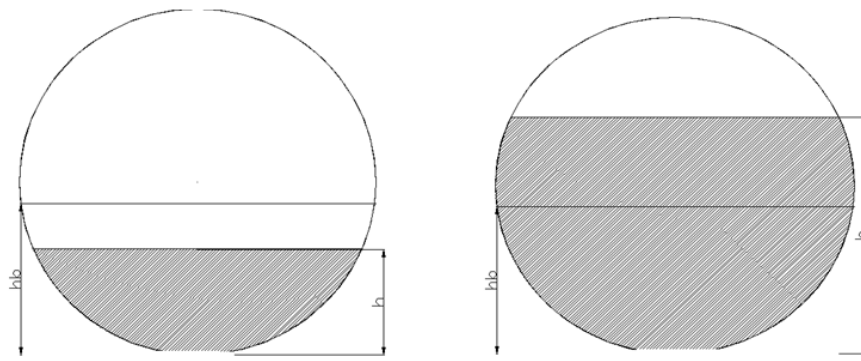
$\mu_l =$  液體黏滯係數

$$W_{2\phi} = C_d A \left\{ \frac{2P(1-\alpha) \left[ \frac{1-\alpha}{\alpha} (1-\eta) + \frac{\gamma}{\gamma-1} \left( 1 - \eta^{\frac{\gamma-1}{\gamma}} \right) \right]}{(1-x)\alpha V_l \left( \frac{1-\alpha}{\alpha} + \frac{1}{\eta^{1/\gamma}} \right)^2} \right\} \quad (77)$$

$$\eta^*_{crit} = \begin{cases} 0.83 - \frac{0.15}{0.22} x, & x \leq 0.2 \\ 0.69 - \frac{\left[ 0.69 - \left( \frac{2}{\gamma+1} \right)^{\frac{\gamma}{\gamma+1}} \right]}{0.8} (x-0.2), & x > 0.2 \end{cases} \quad (78)$$

不同於前面所計算的均勻汽水混合之破口臨界流量，非均勻混合(水液相密度大在下，汽相在上)，使用所以乾度方程式(72)不同於一般平衡乾度(Equilibrium Quality)，底部破口乾度須考慮  $h$ (水位高度)和  $h_b$ (拉穿高度)， $h_b$  方程式(73)參考方程式(74)-(76)。當  $h_b > h$  時，會發生拉穿效應，破口處會有汽水混和雙相流體流出(見圖(11a)所示)。當  $h_b < h$  時，破口流出皆為單相飽和水(見圖(11b)所示)。當計算出底部破口雙相流體之乾度，再用方程式(66), (67), (77)與(78)求得破口臨界流量，如表 3。





(a)

(b)

圖 11 (a)  $h_b > h$  破口流況為汽水混和 (b)  $h_b < h$  破口流況為水

表 3 MAAP 程式計算底部破口之臨界流量

水位高度(ft)	等效乾度 (Eq. (72))	臨界流量(lbm/s)
1	0.8601	2318.96
2	0.7186	2517.50
3	0.5764	2774.29
4	0.4363	3127.22
5	0.3076	3723.81
6	0.1711	4586.96
7	0.06845	6371.73
8	0.008353	9746.53
9	0.00467	10179.59
10	0.000752	10709.79
11	0.000029	10816.79
12	0	10820.79

## (2)側邊破口

當破口發生於側邊，則汽水混合於破口處之等效乾度可由下式加以估算：

液滴夾帶(Liquid Entrainment) ,

$$x = 0.06^{(1+h/h_b)^{0.7}} \left[ 1 - 0.5 \frac{h}{h_b} \left( 1 + \frac{h}{h_b} \right) \right] \quad \text{當 } h \leq h_b \quad (79)$$

拉穿效應(Vapor Pull-Through) ,

$$x = 0.06^{(1+h/h_b)^{0.7}} \quad \text{當 } h > h_b \quad (80)$$

$$\text{初始液滴夾帶高度 } h_b = d \left[ \frac{Fr_g \left( \frac{\rho_g}{\Delta\rho} \right)^{0.5}}{3.25} \right]^{0.4} \quad (81)$$

$$\text{初始拉穿高度 } h_b = \frac{\sigma}{(g\Delta\rho)^{0.5}} \left[ \frac{Fr_l Bo^2 Nu^{-0.5} \left( \frac{\rho_l}{\Delta\rho} \right)^{0.5}}{40.6} \right]^{1/2.1} \quad (82)$$

當破口發生於管子側邊，則需考慮  $h$ (破口位置到水的高度)和  $h_b$ (拉穿高度或是液滴挾帶高度)的關係。側邊破口流體之乾度計算分別為方程式(79)的液滴夾帶( $h \leq h_b$ )與方程式(80)的拉穿效應( $h > h_b$ )，而液滴夾帶高度與拉穿高度分別由方程式(81)與(82)加以計算。當水位高於側邊破口位置，而  $h_b > b$  時，會發生拉穿效應，破口流出為汽水混合雙相流體，如圖 12(a)所示；如果  $h_b < b$  時，破口流體為飽和水，如圖 12(b)所示。當水位低於側邊破口位置，而  $h_b > b$  時，會發生液滴夾帶效應，破口流出為汽水混合雙相流體，如圖 13(a)所示；如果  $h_b < b$  時，破口流體為汽體，如圖 13(b)所示。計算出側邊破口乾度後，再用方程式(66), (67), (77)與(78)求得破口臨界流量，如表 4。

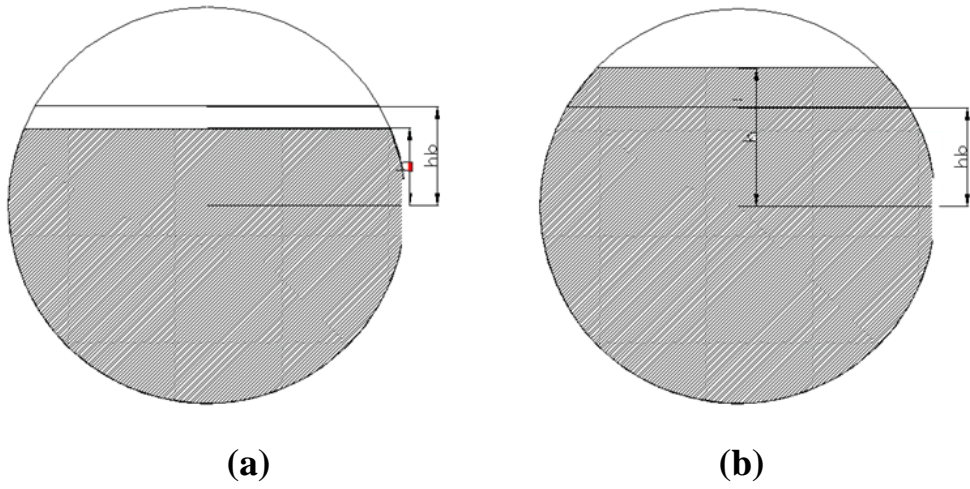


圖 12 (a)  $h_b > h$  破口流況為汽水混和 (b)  $h_b < h$  破口流況為水

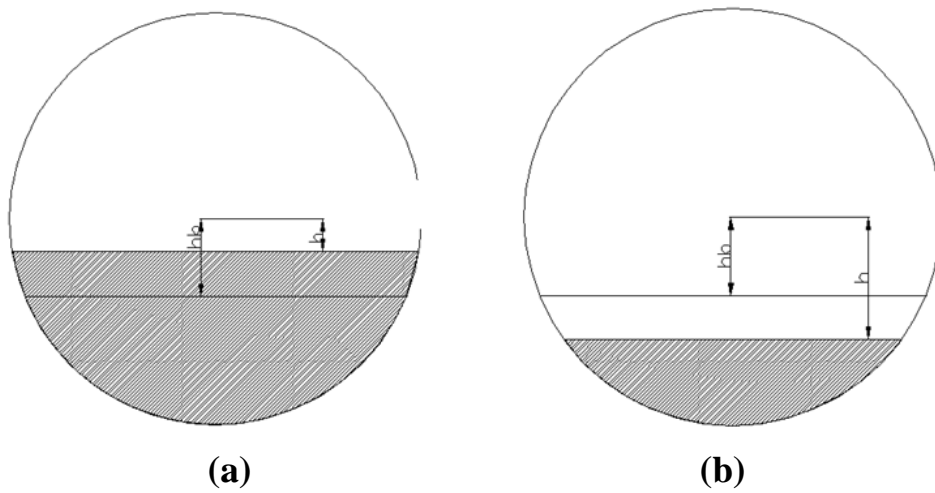


圖 13 (a)  $h_b > h$  破口流況為汽水混和 (b)  $h_b < h$  破口流況為汽體

表 4 MAAP 程式計算側邊破口之臨界流量

水位高度(ft)	等效乾度 (Eq. (79)或(80))	臨界流量(lbm/s)
1	1	2167.07
2	1	2167.07
3	1	2167.07
4	1	2167.07
5	1	2167.07
6	1	2167.07
7	1	2167.07
8	0.446	3098.76
9	0.1859	4440.81
10	0.06	6646.10
11	0.04879	7063.84
12	0.03960	7475.13
13	0.0321	7869.22
14	0.0261	8239.03
15	0.0212	8580.90
16	0.01733	8888.59
17	0.01417	9163.94
18	0.01163	9404.40
19	0	9532.08

(3)頂部破口

當頂部發生破口，對於流量之計算，基本上是採用下列方程式進行預估

$$\text{頂部破口乾度, } x = \left( \frac{h}{h_b} \right)^{3.25(1-h/h_b)^2} \quad (83)$$

$$\text{初始液滴夾帶高度, } h_b = d \left[ \frac{Fr_g \left( \frac{\rho_g}{\Delta\rho} \right)^{0.5}}{0.395} \right]^{0.4} \quad (84)$$

當頂部發生破口，使用方程式(83)求得等效乾度，液滴夾帶高度  $h_b$  由方程式(84)求得。當  $h_b > h$  時，發生液滴夾帶效應，破口流出為汽水混合雙相流體，如圖 14(a)所示；當  $h_b < h$  時，破口流體為汽體，如圖 14(b)所示。計算出側邊破口乾度後，再用方程式(66), (67), (77) 與(78)求得破口臨界流量，如表 5。

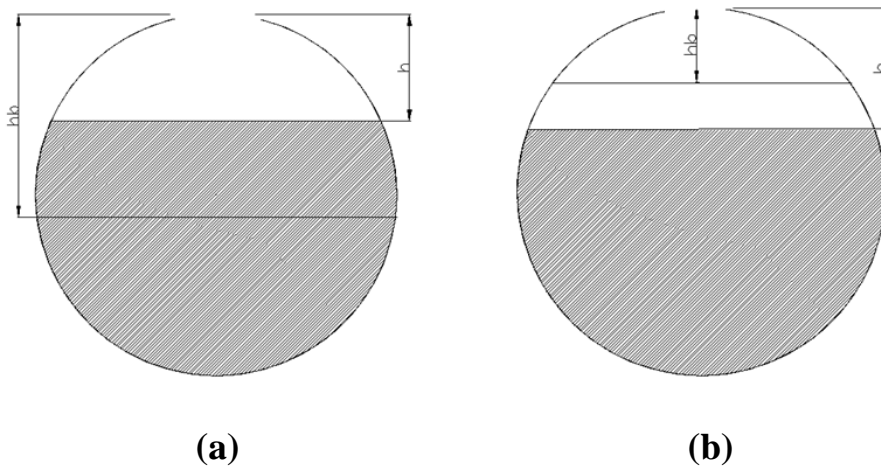


圖 14 (a)  $h_b > h$  破口流況為汽水混和 (b)  $h_b < h$  破口流況為汽體

表 5 MAAP 程式計算頂部破口之臨界流量

水位高度(ft)	等效乾度 (Eq. (83))	臨界流量(lbm/s)
1	1	2167.07
2	1	2167.07
3	1	2167.07
4	1	2167.07
5	1	2167.07
6	1	2167.07
7	1	2167.07
8	1	2167.07
9	1	2167.07
10	1	2167.07
11	1	2167.07
12	1	2167.07
13	1	2167.07
14	0.9880	2170.41
15	0.8594	2319.32
16	0.5984	2729.03
17	0.3060	3626.32
18	0.08228	6002.53
19	0.000478	10749.52

本計畫經由汽水均勻混合之汽水平衡模式與汽水分離之非平衡模式的分析破口臨界流量，以及不同破口位置之靈敏度分析，可得知：若破口在頂端，平衡假設所計算的臨界流量會高估；對於破口

在側邊，在初始低水位的情況下，平衡假設計算亦會高估臨界流量，而在高水位情況，平衡假設計算結果呈現稍微高估；若破口在底部，在初始低水位的情況下，平衡假設計算之臨界流量會有稍微高估的現象，而在高水位情況，平衡假設計算結果則明顯低估。此不同假設與模式分析結果的比較，顯示於圖 15 之中。

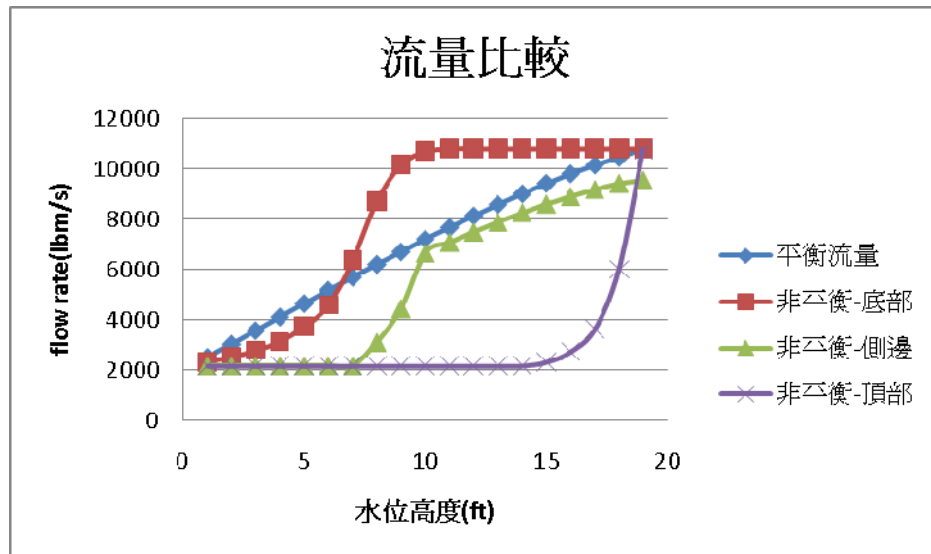


圖 15 不同模式假設與破口位置，MAAP 程式所計算臨界流量  
隨管內初始水位的關係圖

#### 肆、参考文献

1. Ligothke, M. W., et al., 1991, "Ice-Condenser Aerosol Tests," NUREG/CR-5768, PNL-7765, R1.
2. Osborne, M. F., et. Al., 1989, "Data Summary Report for Fission Product Release Test VI-2," NUREG/CR-5340 (ORNL/TM-11105), September.
3. Osborne, M. F., et. Al., 1990, "Data Summary Report for Fission Product Release Test VI-3," NUREG/CR-5480 (TI90 012739), June.
4. Osborne, M. F., et. Al., 1991a, "Data Summary Report for Fission Product Release Test VI-4," NUREG/CR-5481 (ORNL/TM-11400), January.
5. Osborne, M. F., et. Al., 1991b, "Data Summary Report for Fission Product Release Test VI-5," NUREG/CR-5668 (ORNL/TM-11743), October.
6. Osborne, M. F., et. Al., 1994, "Data Summary Report for Fission Product Release Test VI-6," NUREG/CR-6077 (ORNL/TM-12416), March.
7. Osborne, M. F., et. Al., 1995, "Data Summary Report for Fission Product Release Test VI-7," NUREG/CR-6318 (ORNL/TM-12937), May.
8. Chu, Y. Y., et al., 1999, Lower Head Failure Experiments and Analyses, NUREG/ CR-5582, Sandia National Laboratories.
9. Maile, K., Klenk, A., Obst, V., and Strum, D., 1990, "Load Carrying Behaviour of the Primary System of PWRs for Loads Beyond the Design Limits, Part 2: Creep and Failure Behaviour of the Piping Section Under Internal Pressure and High Temperature," Nuclear Engineering and Design, 119, pp. 131-137



10. Kupfershmidt, W. C. H., et al., 1992, "Final Report on the ACE/RTF Experiments," ACE-TR-B3, July
11. Leung, J. C., 1987, "Overpressure During Emergency Relief Venting in Bubbly and Churn-Turbulent Flow," AIChE Journal, Vol. 33, No. 6, June.
12. Katsaros, K. B., Jiu, W. T., Businger, J. A., and Tillman, J. E., 1977, "Heat Transport and Thermal Structure in the Interfacial Boundary Layer Measured in an Open Tank of Water in Turbulent Free Convection," J. Fluid Mech. Vol. 83, pp. 311-355.
13. Wallis, G. B., 1969, One-Dimensional Two-Phase Flow, McGraw-Hill Book Company, New York, pp. 336-345.
14. Hayamizu, Y., Mochizuki, H., Kawamata, N., Mano, T., and Asami, H., 1992, "Development of SIRA to Predict Thermal-Hydraulics with a Sudden Decrease of Channel Flow Rate," Proc. of ICONE-1, Tokyo, Japan, Vol. III, pp. 25.5-1 to 25.5-7.
15. Kutateladze, S.S., 1972, "Elements of Hydrodynamics of Gas-Liquid Systems," Fluid Mechanics – Soviet Research, Vol. 1, 4, p. 29.
16. Damerell, P. S., and Simons, J. W., 1993, "Reactor Safety Issues Resolved by the 2D/3D Program," U.S. Nuclear Regulatory Commission, NUREG/IA-0127, July, p. 4.9-10.
17. Henry, C. E., 1989, "Buoyantly Drive, Two-Phase Counter-Current Flow in Liquid Discharged From an Unvented Vessel," Fauske & Associates Report FAI/89-14, Also Masters Thesis, Mechanical Engineering Department, Northwestern University.
18. Henry, 1989, "An Evaluation of Fission Product Release Rates During Debris Dispersal," Proceedings of the ANS/ENS

- International Topical Meeting on Probability, Reliability, and Safety Assessment, Pittsburgh, Pennsylvania, pp. 375-383, April.
19. Kim, S. B., Chung, M. K., Lee, H. Y., and Kim, H. D., “Parametrical Study of Geometrical Effects in Debris Dispersal from a Reactor Vessel During High Pressure Ejection,” International Communication in Heat & Mass Transfer, Vol. 22, No. 1, pp. 25-34, 1995.
  20. Collier, 1972, Convective Boiling and Heat Transfer, McGraw-Hill, pg. 313.
  21. Rohsenow, W. M., and Hartnett, J., 1984, Handbook of Heat Transfer: Fundamentals, McGraw-Hill, Inc.
  22. Rohsenow, W. M., Webber, J. H., and Ling, A. T., 1956, “Effect of Vapor Velocity on Film Condensation,” Trans. ASME, Vol. 78, pp. 1637-1643, November.
  23. EPRI, 1995, NIS PAR Depletion Rate Equation for Evaluation of Hydrogen Recombination During an AP600 Design Basis Accident, EPRI ALWR Program Report, November 1.
  24. EDF, 2005, “Models Proposed for Integration in MAAP5.0 Part I. Primary Circuit - Numerical Aspects,” EDF R&D, Lamy, J. S., Brunet-Thibault, E., Dutheillet, Y., Hervouet, C., and Marguet, S., France, October.
  25. Moody, F. J., “Maximum Flow Rate of a Single Component, Two-Phase Mixture”, J. of Heat Transfer, pp. 134-142, 1965.
  26. F. Rahn, “GOTHIC: Containment Analysis Package Qualification Report, version 7.2a,” NAI 8907-09 Rev. 9, Electric Power Research Institute, January 2006.