

3  
2 ej



UNIVERSIDAD NACIONAL AUTONOMA  
DE MEXICO

FACULTAD DE INGENIERIA

DESCARGA DE RECIPIENTES A MICROGRAVEDAD Y  
MICROPRESION EN EL ESPACIO EXTERIOR

T E S I S

que para obtener el Título de:

INGENIERO EN COMPUTACION

presenta:

ALARCON MALDONADO JUAN CARLOS

Director de Tesis :

Dr. Alejandro F. Romero López



TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN



## **UNAM – Dirección General de Bibliotecas Tesis Digitales Restricciones de uso**

### **DERECHOS RESERVADOS © PROHIBIDA SU REPRODUCCIÓN TOTAL O PARCIAL**

Todo el material contenido en esta tesis está protegido por la Ley Federal del Derecho de Autor (LFDA) de los Estados Unidos Mexicanos (México).

El uso de imágenes, fragmentos de videos, y demás material que sea objeto de protección de los derechos de autor, será exclusivamente para fines educativos e informativos y deberá citar la fuente donde la obtuvo mencionando el autor o autores. Cualquier uso distinto como el lucro, reproducción, edición o modificación, será perseguido y sancionado por el respectivo titular de los Derechos de Autor.

## I N D I C E

RESUMEN .....	2
INTRODUCCION .....	3
NOMENCLATURA .....	6
ANALISIS .....	8
RESULTADOS .....	18
CONCLUSIONES .....	21
REFERENCIAS .....	23
APENDICE A .....	25
APENDICE B .....	27
APENDICE C .....	33
APENDICE D .....	35
APENDICE E .....	36

3  
2 ej



UNIVERSIDAD NACIONAL AUTONOMA  
DE MEXICO

FACULTAD DE INGENIERIA

DESCARGA DE RECIPIENTES A MICROGRAVEDAD Y  
MICROPRESION EN EL ESPACIO EXTERIOR

T E S I S

que para obtener el Título de:

INGENIERO EN COMPUTACION

presenta:

ALARCON MALDONADO JUAN CARLOS

Director de Tesis :

Dr. Alejandro F. Romero López



TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN

## I N D I C E

RESUMEN .....	2
INTRODUCCION .....	3
NOMENCLATURA .....	6
ANALISIS .....	8
RESULTADOS .....	18
CONCLUSIONES .....	21
REFERENCIAS .....	23
APENDICE A .....	25
APENDICE B .....	27
APENDICE C .....	33
APENDICE D .....	35
APENDICE E .....	36

## RESUMEN

Con base en un trabajo ordenado por NASA Lewis Research Center llevó a cabo para investigar experimentalmente la descarga de recipientes cilíndricos parcialmente llenos con líquidos saturados, a condiciones de microgravedad y micropresión, y su comparación con un modelo analítico, que determina el efecto de transferencia de masa en la interfaz, debido a la respuesta de presión en el orificio de descarga durante la misma, en este trabajo se propone un nuevo modelo para mejorar la estimación de la transferencia de masa en la interfaz. La integral de superposición de Duhammel se utiliza en este análisis para aproximar la respuesta de la temperatura transitoria en la interfaz, tratando el líquido como un sólido semi-infinito con transferencia de calor.

Los resultados obtenidos se aprovechan en la estimación de la transferencia de masa, dando una mejor respuesta cuando se compara con modelos previos. Sin embargo los resultados de este modelo aún obtienen una caída de presión mayor que la reportada experimentalmente.

## INTRODUCCION

El uso de líquidos propulsores de alta energía en los programas del espacio conduce a la necesidad de información concerniente al comportamiento termodinámico de fluidos criogénicos en recipientes, que se descargan o depresionan en el espacio.

Mediante pequeñas descargas de vapor se controla la presión en el recipiente. La descarga a baja gravedad se llevó a cabo eficazmente durante misiones pasadas con sistemas dependientes de impulsos auxiliares de propulsores líquidos, logrando mantener el líquido lejos del orificio de descarga. Este método de control es adecuado para misiones extravehiculares de corta duración y considerándolo económico en comparación con la penalización del aislamiento adicional (Ref. 7). El objetivo del presente estudio es predecir la respuesta de presión de un sistema saturado líquido-vapor cuando experimenta una descarga o descompresión en gravedad cero a bajas tasas de descarga.

La figura 1 muestra un esquema típico de un recipiente de prueba, con la interfaz líquido-vapor suponiendo un perfil hemisférico a gravedad cero. La figura 2 es un esquema con el modelo de expulsión propuesto. La interfaz líquido-vapor se supone plana excepto en la parte externa del área con las

condiciones de saturación correspondientes a  $P_v$ , en  $t < 0$ , en el principio de la descarga,  $t > 0$ , todas las propiedades se consideran uniformes menos las dependientes del tiempo, excepto por el líquido, cuya temperatura varía en una dimensión como fluido.

La temperatura de la interfaz es la temperatura de saturación correspondiente al sistema de presión  $P_v$ . El análisis consiste en la aplicación de las ecuaciones apropiadas que gobiernan los tres volúmenes de control, el vapor, la interfaz líquido-vapor y el líquido. Las figuras 3, 4 y 5 son los esquemas de estos tres volúmenes de control. El vapor se trata como un volumen de control o sistema abierto de propiedades uniformes y se aplica el principio de la conservación de masa y energía.

La transferencia de masa en la interfaz se determina aplicando la conservación de la energía en la interfaz líquido-vapor. El líquido se trata como un sólido plano semi-infinito para el cálculo del gradiente de temperatura en la interfaz del líquido.

Para propósitos de comparación, se desarrolló un modelo adiabático, que no incluye la transferencia de masa en la interfaz. Por otra parte el análisis presentado en el



apéndice D, es idéntico al que se desarrolla a continuación. Este modelo se compara con el modelo de transferencia de masa en la interfaz para evaluar el impacto de la transferencia de masa en la respuesta de presión del sistema.

La respuesta de presión determinada con los modelos de transferencia de masa en la interfaz y adiabático se comparan con los resultados de modelos previos y con los datos experimentales obtenidos en pruebas de corta duración a gravedad cero conducidos en las instalaciones de NASA Lewis, en Cleveland, OH, U.S.A. [1].

## NOMENCLATURA

SIMBOLO	DESCRIPCION	UNIDADES
a	Difusión térmica	$m^2/seg$
A	Area	$m^2$
Cd	Coefficiente de descarga	
Cv	Calor específico a volumen constante	$J/kg-K$
$\delta$	Profundidad de penetración	m
h	Entropía específica	$J/kg$
hfg	Entalpía de vaporización	$J/kg$
k	Conductividad térmica	$W/m-K$
m	Masa	Kg
n	Vector unitario normal	
P	Presión	$N/m^2$
q	Flujo de calor	$W/m^2$
R	Constante del gas	$J/kg-K$
T	Temperatura	K
t	Tiempo	seg
U	Energía interna	J
u	Energía interna específica	$J/kg$
v	Velocidad	$m/seg$

## NOMENCLATURA

SIMBOLO	DESCRIPCION	UNIDADES
a	Difusión térmica	m <sup>2</sup> /seg
A	Area	m <sup>2</sup>
Cd	Coefficiente de descarga	
Cv	Calor específico a volumen constante	J/kg-K
δ	Profundidad de penetración	m
h	Entropía específica	J/kg
hfg	Entalpía de vaporización	J/kg
k	Conductividad térmica	W/m-K
m	Masa	Kg
n	Vector unitario normal	
P	Presión	N/m <sup>2</sup>
q	Flujo de calor	W/m <sup>2</sup>
R	Constante del gas	J/kg-K
T	Temperatura	K
t	Tiempo	seg
U	Energía interna	J
u	Energía interna específica	J/kg
v	Velocidad	m/seg

## Subíndices

e	Descarga de vapor
i	Interfaz líquido-vapor
l	Líquido
o	Inicial
sat	Condiciones de saturación
v	Vapor en el hueco

## ANALISIS

Para el control de volumen se utiliza la integral de forma continua y las ecuaciones de energía.

La ecuación de continuidad es :

$$\int_V (P / T) dv + \int_A P_r n dA = 0 \quad ( 1 )$$

El volumen V puede suponerse constante a partir del volumen real, debido a los pequeños cambios de evaporación, entonces la ecuación se transforma :

$$\frac{d}{dT} \int_V dv = - \int_A v n dA \quad ( 2 )$$

Para la región de vapor se vuelve :

$$dmv / dt = m_i - m_e \quad ( 3 )$$

donde  $m_i$  es la tasa de generación de vapor en la interfaz líquido-vapor, y  $m_e$  es el flujo de masa en la descarga de vapor.

Para la región líquida :

$$dml / dt = - m_i \quad ( 4 )$$

La ecuación de energía :

$$\frac{d}{dt} \int_V u dv + \int_A h v n dA + \int_A q n dA = 0 \quad ( 5 )$$

Para propósitos del presente análisis, se supone que :

1. La transferencia de calor de las paredes es despreciable
2. No hay transferencia de calor entre el vapor y la interfaz líquido-vapor.
3. La energía interna en el vapor es espacialmente uniforme, variando solo con el tiempo.
4. El volumen del vapor es constante ( el volumen se incrementa con la vaporización, pero está es despreciable).
5. El area superficial de la interfaz permanece constante.
6. La masa del líquido es muy grande comparada con la cantidad de evaporación.
7. Las propiedades del vapor son uniformes en el estado definido por  $T_v$  y  $P_v$ .
8. La interfaz de temperatura  $T_i = T_{sat} @ P_v$ .

9. La mezcla líquido-vapor se satura inicialmente en

$$T_v = T_l = T_{sat} \text{ a } P_v.$$

Por lo relativamente corto de la prueba los tiempos son modelados, suponiendo pequeñas tasas de descarga, que suposiciones son razonables. Sin embargo si se utilizarán intervalos de tiempo mayores, la conducción de la pared se debe tomar en consideración. Para el vapor entonces, la ecua. (5) se reduce a:

$$\frac{d}{dt} (m_v u_v) + m_e h_v - m_i h_i = 0 \quad (6)$$

desarrollando la ecua. (6) :

$$u_v \frac{dm_v}{dt} + m_v \frac{du_v}{dt} + m_e h_v - m_i h_i = 0 \quad (7)$$

ahora, se supone  $C_v$  constante durante todo el rango de temperatura, y substituyendo la ecua. (3) en la ecua. (7):

$$m_v C_v \frac{dT_v}{dt} + m_i (u_v - h_i) + m_e (h_v - u_v) = 0 \quad (8)$$

las expresiones para  $m_i$  y  $m_e$  se desarrollarán nuevamente.

La tasa de flujo de masa terminada la expulsión,  $m_e$ , se determina por el análisis clásico de estrangulamiento de fluidos (Ref. 9). Donde el gas se expulsa directamente a un espacio vacío, la suposición de estrangulamiento del fluido

es válida y la salida del flujo de masa es función sólo de las propiedades del vapor mencionadas anteriormente, dada por :

$$m_e = P_v C_d A_t K_d \left( \frac{R T_v}{g} \right)^{1/2} \quad ( 9 )$$

donde  $C_d$  se determina experimentalmente por el coeficiente de descarga y :

$$K_d = (C_p/C_v)^{1/2} \left[ \frac{2}{(C_p/C_v) + 1} \right]^{1/2} \left[ \frac{C_p/C_v + 1}{2(C_p/C_v) + 1} \right] \quad ( 10 )$$

La tasa de generación de vapor,  $m_i$ , se determinará por el principio de conservación de la energía ecua. (5) aplicada a la interfaz líquido-vapor. Suponiendo que no hay transferencia de calor del vapor, toda la energía transferida en la interfaz se conduce por la vaporización resultante del líquido en la interfaz, entonces la ecua. (5) se reduce a:

$$q_e = (m_i)(h_{fg}) \quad ( 11 )$$

Para periodos cortos, donde la capa límite de temperatura es pequeña comparada con cualquier radio de curvatura de la interfaz, el líquido se considera como un sólido plano semi-infinito. El área superficial térmica,  $A_i$ , representa el área superficial del hemisferio con el perfil de la interfaz tomada a gravedad cero (Ref. 5), la ecuación de conducción en una dimensión es :



$$q_e = -k_i A_i (dT/dx) \Big|_{x=0} \quad (12)$$

combinando las ecuaciones (11) y (12) :

$$m_i = \frac{-k_e A_i (dT/dx) \Big|_{x=0}}{h_{fg}} \quad (13)$$

Así, el problema de determinar la transferencia de masa en la interfaz se reduce a determinar el gradiente de temperatura del líquido en la interfaz, a la vez se determinan los requerimientos transitorios de la distribución de temperatura en el líquido cercano a la interfaz líquido-vapor. Si el líquido cercano a la interfaz se considera y aproxima a un sólido semi-infinito de una dimensión en el procedimiento térmico, la solución analítica para el incremento de temperatura en la superficie, se obtiene usando la forma finita de la integral de superposición de Duhammel, para determinar la distribución transitoria de la temperatura en el líquido. Variando el tiempo, la interfaz de temperatura se toma como la temperatura de saturación correspondiente al sistema instantáneo de presión, que debe determinarse mediante el sistema de ecuaciones que describe el proceso.

Por consiguiente, la forma diferencial de las ecuaciones que gobiernan y las condiciones iniciales y límite para el sólido unidimensional semi-infinito, con temperatura inicialmente uniforme  $T_0$  y con incrementos de temperatura en la superficie  $T_1$ , son :

$$T = a \frac{2T}{x^2} \quad (14)$$

$$T(y,0) = T_0 \quad (15)$$

$$T(0,t) = T_1 \quad (16)$$

$$T(x,t) = T_0 \quad (17)$$

La solución es (Ref. 2) :

$$T(x,t) - T_1 = \text{erf}(x / 2(at)^{1/2}) \quad (18)$$

La temperatura de la interfaz, es la temperatura de saturación correspondiente a la presión en el hueco, será la variación del tiempo en este caso el que cambia la presión del tanque cuando se descarga. Variando este tiempo, la condición límite  $T(t)$  se incorpora en la solución usando la integral de superposición de Duhammel (Ref. 2) en la forma :

$$\theta(x,t) = \theta_1(0)\mu(x,t) + \int_0^t \mu(x,t-s) d\theta_1(s) ds \quad (19)$$

aquí :

$$\theta(x,t) = T(x,t) - T_0 \quad (20)$$

$$\theta_1(t) = T_1(t) - T_0$$

y entonces :

$$\phi(x,t) = \theta(x,t) \quad (21)$$

$$\theta_1(t)$$

$\mu(x,t)$  es la temperatura inestable resultante de un incremento en la temperatura superficial, relativa a la

temperatura inicial uniforme, si el incremento se mantuvo en cero hasta un cierto tiempo  $t=s$  y en ese instante, se incrementa hasta la unidad y se mantiene constante, la nueva temperatura  $\phi(x,t)$  se expresa en términos de  $\phi(x,t)$  como :

$$\phi(x,t) = \begin{array}{ll} 0, & t < s \\ \mu(x,t-s) & t > s \end{array} \quad ( 22 )$$

la solución de  $\mu(x,t)$  está dada por la ecua. (18), transformándola hasta la forma de la ecua. (21) como :

$$\mu(x,t) = \Theta(x,t) = \operatorname{erfc} \left( x / 2 (at)^{\frac{1}{2}} \right) \quad ( 23 )$$

La solución del sistema de ecuaciones del problema de descarga puede ser resuelto en forma discreta en incrementos de tiempo y la forma discreta de la ecua. (19) esta dada por :

$$\Theta(x,t) = \Theta_i(0) \mu(x,t) + \sum_{m=1}^n \Delta\Theta_i \mu(x, Y-S_m) \quad ( 24 )$$

donde :

$$\Delta\Theta_i = \Theta_i(sm) - \Theta(S_m-1) \quad ( 25 )$$

Aquí,  $n$  es el número total de incrementos de tiempo en el proceso que va a ser dividido,  $m$  es el índice de corridas de

tiempo,  $1 < m < n$ , y  $\Delta\Theta_{im}$  es el incremento en la temperatura superficial, relativa al sistema de presión del vapor.

Por la dificultad de obtener el gradiente de temperatura de el líquido en la interfaz hasta el grado de precisión deseado por la solución de la ecua. (24), el procedimiento utilizado en este método para el cálculo de la temperatura instantánea en un número finito de puntos en el líquido cerca de la interfaz consiste en ajustar esos puntos a un polinomio de tercer orden usando regresión de mínimos cuadrados. El polinomio usado es de la forma :

$$T = A + Bx + Cx^2 + Dx \quad ( 26 )$$

El gradiente de temperatura del líquido en la interfaz líquido-vapor,  $x=0$ , esta dado por :

$$\left. \frac{dT}{dx} \right|_{x=0} = B \quad ( 27 )$$

Debe especificarse el número y espaciamiento de los nodos mediante el cual se calcula la temperatura del líquido, y con el cual se determinan los coeficientes A, B, C y D en la ecua. (26). Se consideran arbitrariamente seis nodos como suficientes para la obtener los cuatro coeficientes de la ecua. (26). Intuitivamente, los nodos más próximos a la interfaz líquido-vapor aproximarán con mayor exactitud al gradiente de temperatura del líquido en la interfaz líquido-vapor. Este método estima la temperatura de profundidad de penetración adimensional, considerando esta, cuando la

diferencia de temperatura dada por la ecua. (18) alcanza el 95% de la diferencia inicial de temperatura. Es decir :

$$10. = \operatorname{erf} (\delta / (2(at)^{\frac{1}{2}})) \quad ( 28 )$$

o

$$\delta = 1.39 * 2(at)^{\frac{1}{2}} \quad ( 29 )$$

La profundidad real de penetración puede ser algo más pequeña que este valor, en el sistema real no se experimenta un incremento simple en la temperatura superficial, sino un cambio transitorio en la misma. Los seis nodos se distribuyen igualmente espaciados dentro del 10% de esta profundidad de penetración cerca de la interfaz líquido-vapor, mostrada en la figura (6).

Ahora, puesto que se conoce la temperatura del líquido en cualquiera de los seis nodos cerca de la interfaz líquido-vapor, pueden determinarse las constantes A, B, C y D de la ecua. (26). Se utiliza el algoritmo de los mínimos cuadrados (ref. 4) y se determinan los coeficientes del polinomio que minimiza el error entre los puntos datos y el polinomio.

El apéndice A describe una prueba del programa hecho para la evaluación de los efectos de la fracción de la profundidad de penetración usada cuando se ajusta el polinomio para el cálculo exacto del polinomio en la predicción del gradiente de temperatura en la interfaz líquido-vapor. El gradiente de

temperatura obtenido con el procedimiento anterior, se compara con valores analíticos para un incremento simple en la temperatura superficial, siendo la prueba más severa posible. Esto es a partir de las diferentes fracciones de la profundidad de penetración. La figura A1 y A2 muestran que los nodos están espaciados en una región del 10% de la profundidad de penetración de la superficie y utilizando un polinomio de tercer orden el error se reduce a u 0.5% en el gradiente de temperatura superficial obtenido.

Para el modelo adiabático, la transferencia de masa es igual a cero, y el análisis anterior de la transferencia de masa no se usa. Cuando se combina con condiciones iniciales propias, las ecua. (3), (8), (9) y (13) a lo largo de la distribución del líquido proveen una descripción completa del espacio del vapor. Estas ecuaciones se resuelven numéricamente por computadora. El listado del programa y descripción se incluye en el apéndice B. Las comparaciones de estos resultados con datos experimentales previos se presentan posteriormente.

## RESULTADOS

El modelo propuesto difiere con respecto a 2 modelos utilizados anteriormente en la predicción de respuesta de presión de una mezcla de líquido-vapor inicialmente saturada descargada en el vacío a gravedad cero.

La diferencia más significativa es el procedimiento usado para la aproximación de la transferencia de masa. El presente modelo supone que el líquido se comporta como un sólido semi-infinito con una superficie plana y una temperatura superficial transitoria por la unión entre el proceso de conducción de líquido y el comportamiento del vapor.

La integral de superposición de Duhammel se usa al tomar en cuenta el efecto transitorio de la temperatura superficial en el cálculo de la misma en el contorno. La interfaz de flujo de masa se determina posteriormente por el gradiente de temperatura en la interfaz líquido-vapor.

La segunda diferencia con modelos anteriores es que la temperatura del vapor no corresponde a la temperatura de saturación correspondiente a la presión del vapor. La interacción y acoplamiento de las ecuaciones de la energía y de continuidad del sistema de vapor, hacen más complicada la solución numérica. El efecto de este cambio en la suposición

se aprecia en la figura (7) y (8), donde se considera la temperatura del vapor y la temperatura instantánea de saturación. La diferencia entre la temperatura del vapor y la temperatura de saturación puede ser cuando mucho 30K. La temperatura es más alta que la temperatura de saturación por lo tanto corresponde a un estado de sobrecalentamiento, puesto que me es inversamente proporcional a la temperatura del vapor, a mayor temperatura menor flujo de descarga y por lo tanto menor caída de presión en el recipiente.

La comparación entre la predicción de la respuesta de presión por este modelo, el adiabático y los anteriores (Ref. 1) se aprecia en la tabla (1). Los datos en la tabla (1) muestran que el modelo propuesto da la respuesta de presión más cercana a los datos experimentales que cualquier modelo previo. La tabla (1) también muestra que la incorporación de la transferencia de masa en los modelos produce mejores resultados que el modelo adiabático, que elimina la transferencia de masa en la interfaz. Es evidente que la transferencia de masa en la interfaz debe considerarse cuando se usan rangos de descarga pequeños, semejantes a los usados en este estudio. De aquí, se puede concluir que el modelo propuesto mejora la aproximación de transferencia de masa en la interfaz en comparación con los modelos previos, sin embargo el error apreciable cuando se compara con información experimental indica que muy probablemente deben revisarse



ciertos elementos en la descripción del proceso. Es posible que los experimentos mismos deban reexaminarse.

Detalles adicionales del comportamiento transitorio de las corridas (2) y (4) en la tabla (1) se muestran en las figuras (9) - (14), con la presión el sistema en las figuras 11. y (12), y rangos de evaporación en las figuras (13) y (14). La corrida (4) tuvo un area de descarga de 2.2 veces la correspondiente a la corrida (2), aproximadamente el mismo volumen inicial y una presión inicial aproximada del 10% mayor. Esto concuerda con la mayor caída de presión, descarga más alta y rango de evaporación mayor ocurrido durante la corrida (4).

La evaluación de este modelo supone que la información experimental describe con exactitud el sistema modelado. La pequeñez de los recipientes usados podría hacer importante el aspecto de la geometría del sistema. Los coeficientes de flujo,  $C_d$ , se determinan experimentalmente y no hay forma de verificar su exactitud. Se sugiere llevar a cabo experimentos futuros antes de hacer la evaluación final del presente modelo.

## CONCLUSIONES

Se presenta el desarrollo de un modelo analítico para la predicción de presión de un recipiente cilíndrico inicialmente lleno, con una mezcla saturada de líquido-vapor que se descarga al vacío bajo condiciones de gravedad cero. La respuesta que predice el modelo, se compara con modelos previos y con datos experimentales obtenidos por NASA Lewis Research Center, Cleveland, OHIO, U.S.A. [1].

Los modelos previos predicen una caída de presión muy grande. El propuesto aquí da una respuesta de presión más cercana a los datos experimentales, pero aún mayor. Esto significa que los resultados de este modelo todavía subestiman la transferencia de masa en la interfaz. Rangos de evaporación elevados producirían caídas de presión menores en el sistema. Una fuente adicional de formación de vapor que no se considera en este modelo es la capa delgada existente de la línea triple interfacial líquido-vapor-sólido formada por la interfaz hemisférica líquido-vapor. Podría suponerse que se lleva acabo evaporación rápida en esta región, debido a efectos de conducción en la pared del recipiente (no se considera en el presente análisis), lo que reduciría la caída de presión en este modelo, y se lograría tal vez una mejor concordancia con la información experimental disponible hasta la fecha.

Se podría pensar en experimentos futuros para comparar con este modelo minimizando la presencia de la interlinea triple usando recipientes mucho más grandes llevando a cabo la experimentación a gravedad normal terrestre.

**Tabla 1. Parámetros y Resultados.**

corrida No.	volumen inicial de vapor	diámetro de tobera	coeficiente de descarga.	presión inicial vapor	temperatura inicial de vapor	presión experimental final	presión analítica final	presión analítica final anterior	presión adiabática final	caída analítica adimensional de vapor	caída experimental de presión
	m <sup>3</sup>	m	C <sub>d</sub>	kPa	K	kPa	kPa	kPa	kPa		
1	1.93E-4	0.406E-3	0.64	89.6	294.3	86.2	85.2	81.6	83.2	0.07	0.06
2	2.01	0.889	0.69	87.9	294.7	70.3	64.4	56.3	56.1	0.31	0.25
3	1.90	1.07	0.86	91.0	293.7	60.7	46.8	40.7	33.6	0.48	0.33
4	1.93	1.32	0.875	97.2	296.5	53.8	37.9	29.4	21.8	0.62	0.46
5	1.93	1.93	0.77	101.0	296.4	41.4	21.4	13.1	5.3	0.78	0.57

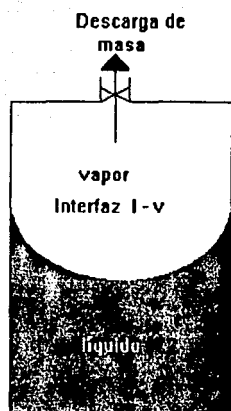


Figura 1. Diagrama esquemático de recipiente típico.

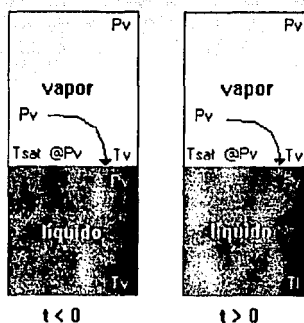


Figura 2. Diagrama esquemático del modelo.

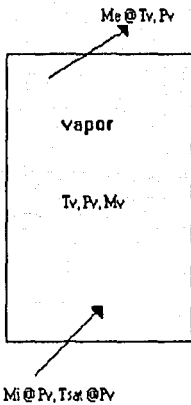


Figura 3. Volumen de control del vapor.

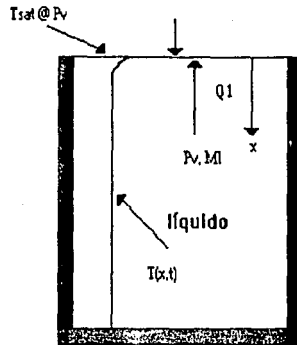


Figura 5. Volumen de control del líquido.

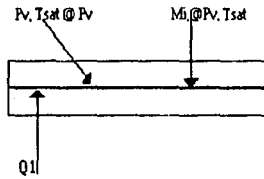


Figura 4. Volumen de control de la región interfacial.

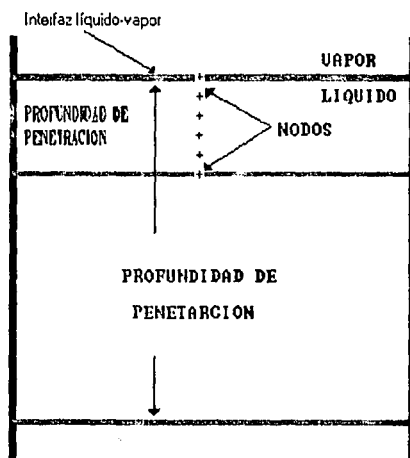


Figura 6. Distribución de nodos en el líquido.

### Corrida No. 2

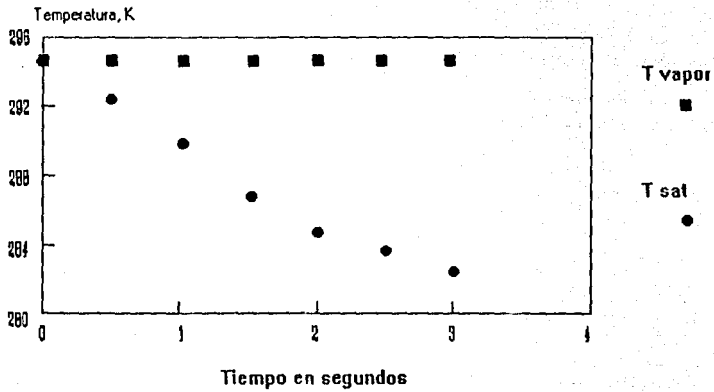


Figura 7. Temperatura transitoria de vapor y saturación.

### Corrida No. 4

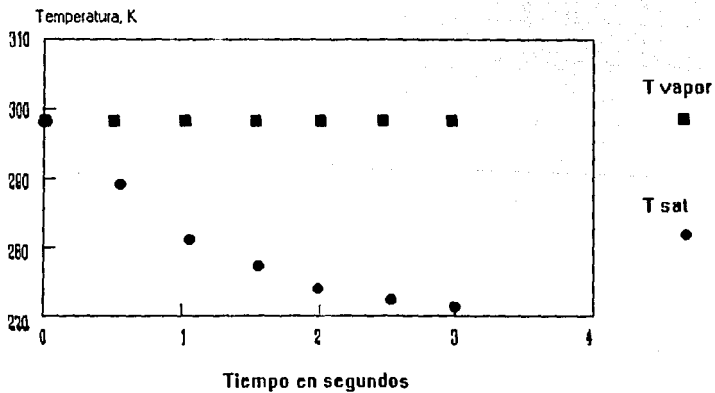


Figura 8. Temperatura transitoria de vapor y saturación



Corrida No. 2

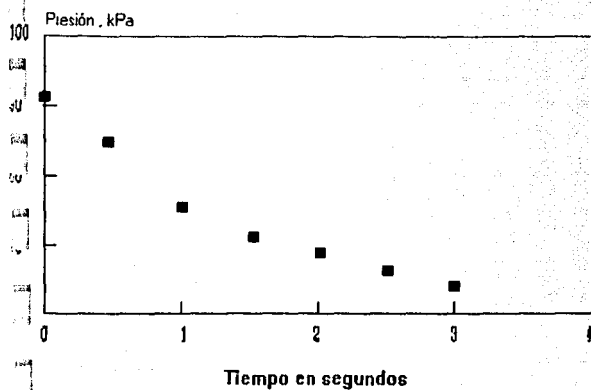


Figura 9. Respuesta transitoria de presión del sistema.

Corrida No. 4

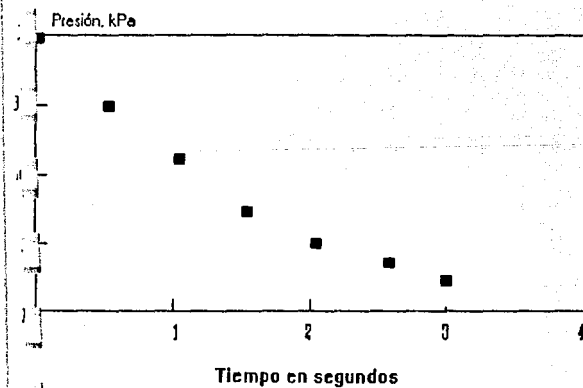


Figura 10. Respuesta transitoria de presión del sistema.

Corrida No. 2

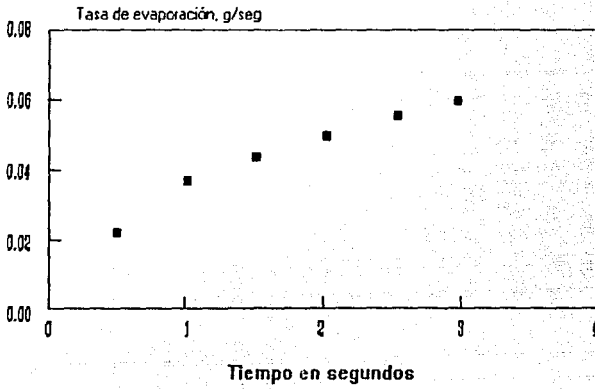


Figura 13. Tasa de evaporación transitoria en la interfaz.

Corrida No. 4

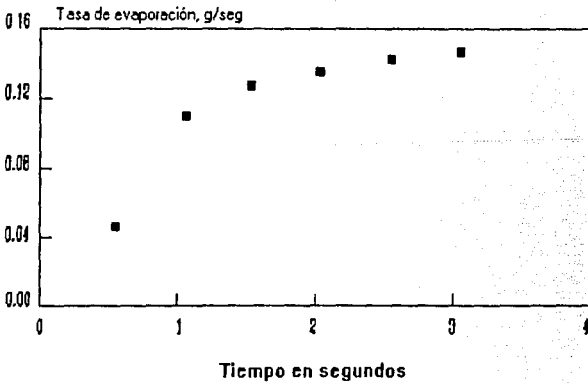


Figura 14. Tasa de evaporación transitoria en la interfaz.

## REFERENCIAS

1. Labus, Thomas L.; Aydelott, Jhon C.; and Amling, Geraldine E.: Zero Gravity Venting of Three Refrigerants. NASA TN D-7480, 1974.
2. Arpaci, Vedat S. : Conduction Heat Transfer. 1966, Addison Wesley Publishing Co.
3. Anón. : Thermodynamic Properties of FR-11. 1965, E.I. Du Pont De Nemours & Co.
4. Burden, Richard L.; Faires, Douglas J.; and Reynolds, Albert C.: Numerical Analysis. 1981 Pridle, Weber, & Schmit. pp 205-208, 319-326.
5. International Matemathical Static Lineal (IMSL). Centro de Computo, División de Postgrado de la Facultad de Ingeniería, Cd. Universitaria D.F. 1990
6. Van Wylen, Gordon J.; and Sonntag, Richard E.: Fundamentals of Classical Thermodynamics. 1978, Jhon Wiley and Sons, New York, New York. pp. 386-389.

7. Lacovic, Raymond F.; Yeh, Frederick C.; Szabo, Steven V., Jr.; Brun, T.J.; Stofan, Andrew J.; and Berns, James A. : Management of Criogenic Propellants in a Full-Scala Orbiting Space Vehicle. NASA TN D-4571, 1968.

8. Thomas, P.D.; and Morse, F.H.: Analytical Solution for the Phase Change in a Suddenly Pressurized Liquid-Vapor System. Advances in Criogenic Engineering. Vol. 8. K.D. Timmerhaus, ed. Plenum Press, 1962, pp. 550-562.

9. White, Frank M. : Fluid Mechanics. 1979, McGraw-Hill, Inc. New York. pp. 530-531.

## APENDICE A

### ANALISIS DE PRECISION DE LA CURVA DE AJUSTE DE 3<sup>er</sup> ORDEN

Se corrio una prueba para determinar la precisión en la regresión de 3<sup>er</sup> orden de mínimos cuadrados para el cálculo de la transferencia de masa en la interfaz. La prueba determina a la vez el espacio de los nodos en el líquido que produciría la mejor curva de ajuste. La distribución de temperatura en un sólido semi-infinito con temperatura superficial constante se calculó en el análisis mediante la ecua. (18) :

$$\frac{T(x,t) - T_i}{T_o - T_i} = \text{erf} \left( \frac{x}{2(\alpha t)^{1/2}} \right) \quad (\text{A1})$$

El gradiente de temperatura en  $x=0$  es :

$$\left. \frac{dT}{dx} \right|_{x=0} = \frac{T_o - T_i}{(\pi \alpha t)^{1/2}} \quad (\text{A2})$$

La ecuación (A2) representa la solución exacta del gradiente. La solución aproximada se obtiene por el método descrito en el ANALISIS. Se calcula la profundidad de penetración y se divide un porcentaje de esta profundidad cerca de la superficie en seis nodos igualmente espaciados calculando en cada uno su temperatura. Se ajustan curvas de 1<sup>er</sup>, 2<sup>do</sup> y 3<sup>er</sup> grado a la información obtenida usando

porcentajes diferentes de la profundidad de penetración. Como era de esperarse el gradiente calculado es más exacto a medida que el espaciamiento entre los nodos es más cercano a la interfaz, es decir un porcentaje pequeño de profundidad de penetración. Las figuras A1 y A2 muestran que usando un polinomio de tercer orden con nodos muy cercanos a la interfaz dan el mejor gradiente e intersección de resultados.

Nótese que la ecua. (A2) el gradiente exacto para un sólido semi-infinito con un incremento escalón de temperatura en la superficie. Esto no puede usarse para determinar la transferencia de masa interfacial del modelo propuesto en este reporte, puesto que la temperatura superficial es en realidad una función del tiempo.

Figura A1. Error en el gradiente de temperatura superficial vs fracción de profundidad de penetración.

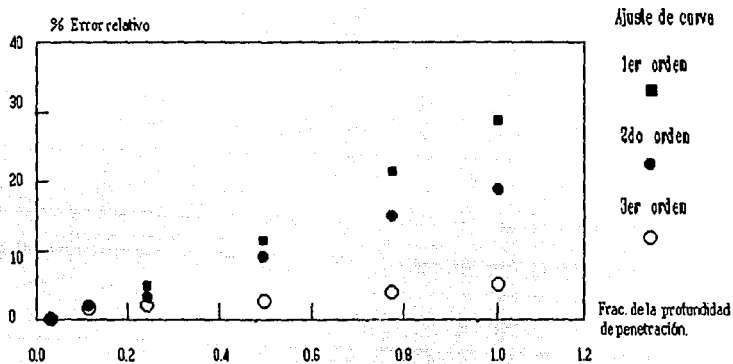
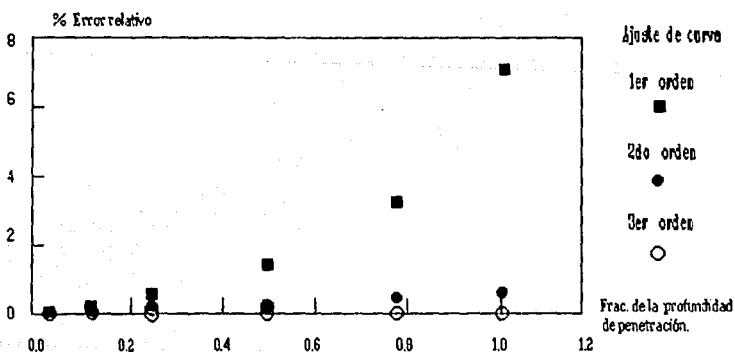


Figura A2. Error en el gradiente de temperatura vs fracción de profundidad de penetración.



## APENDICE B

### ALGORITMO

El algoritmo de cálculo usado para la solución numérica de las ecuaciones que gobiernan el sistema consiste de un programa principal y ocho subrutinas. El perfil básico de la solución numérica es : En el tiempo  $= t$  , se conoce la temperatura del vapor y masa  $(Y(1), Y(2))$ , en un principio con el volumen del vapor, que es constante. Así el estado del vapor y la interfaz se definen y todas las propiedades termodinámicas se determinan. Con el estado completamente definido en el tiempo  $= t$ , se calculan los valores  $Y(1)$  y  $Y(2)$  en  $t = t + 0.05$  mediante la solución de las ecuaciones diferenciales que rigen el sistema por el método de 4<sup>to</sup> orden de Runge-Kutta. Con los valores determinados de  $Y(1)$  y  $Y(2)$  ahora en  $t = t + 0.05$  este estado queda completamente definido, y el algoritmo puede incrementarse sucesivamente.

Este algoritmo esta escrito en FORTRAN y su implementación y pruebas están hechas en la computadora VAX-11 de la División de Estudios de Posgrado de la Facultad de Ingeniería, el procedimiento utiliza las subrutinas LUDATF y LEQIF del paquete IMSL .

A continuación se describen las subrutinas utilizadas :



RUNGE .- Algoritmo para resolver ecuaciones diferenciales de 1<sup>er</sup> orden con coeficientes no constantes por el método de 4<sup>to</sup> orden RUNGE-KUTTA. Esta rutina usa incrementos de tiempo fijos, siendo los incrementos la variable independiente.

DERI .- Calcula las derivadas de Y(1) y Y(2) con respecto al tiempo para ser usadas en la subrutina RUNGE.

PROPS.- Determina las propiedades termodinámicas necesarias del fluido de trabajo, dada la temperatura del vapor, masa y volumen. Las cuatro ecuaciones básicas que se usan para determinar las propiedades son: ecuación de presión de vapor, ecuación de estado, densidad del líquido saturado y la capacidad calorífica del vapor (Ref. 3). Todas las propiedades se pueden determinar de estas ecuaciones ( APENDICE C).

NEWTTS .- La ecuación de presión de vapor es de la forma  $P=f(T_{sat})$ . Esta rutina usa el método de Newton- Rapson (Ref.4) para resolver esta ecuación para  $T_{sat}$ , dado P.

NEWTV .- La ecuación de estado es de la forma  $P=f(v,T_v)$ . Esta rutina usa el método de Newton-Rapson para resolver la ecuación de estado para el volumen específico  $v$ ,

dando  $P$  y  $T_v$ . Estos valores de  $v$  se necesitan en PROPS para calcular la energía y entropía.

MASA .- Determina el rango de transferencia de masa a través de la interfaz líquido-vapor. Como se discutió en el ANALISIS, el gradiente de temperatura del líquido en la interfaz se necesita para el cálculo de la transferencia de masa en la interfaz. La integral de superposición de Duhammel y la ecuación unidimensional de conducción para un sólido semi-infinito con incrementos de temperatura en la superficie se usan para el cálculo de la temperatura del líquido a varias profundidades cerca de la interfaz. Los mínimos cuadrados de 3<sup>er</sup> orden se utilizan para el ajuste de la curva entre esos puntos y los del gradiente de temperatura superficial.

LUDATF .- Junto con LEQIF, resuelve el sistema de ecuaciones descritas para el ajuste de la curva por mínimos cuadrados de 3<sup>er</sup> orden. Esta subrutina calcula la descomposición LU de los coeficientes de la matriz.

LEQIF .- Calcula la solución lineal de ecuaciones  $AX = B$  usando un refinamiento iterativo.

Rutinas similares a LUDATF y LEQIF están disponibles para ser utilizadas en otras aplicaciones en el paquete IMSL.

Símbolo FORTRAN	Símbolo INGENIERIA	Descripción	Unidades
AS	As	Area superficial en la interfaz.	m <sup>2</sup>
AT	At	Area de la boquilla	m <sup>2</sup>
CD	Cd	Coefficiente de descarga	
CVTVP	cv	Calor específico del vapor @TV,P.	kJ/kgK
HFGTS	hfg	Entalpia de evaporación @TS.	kJ/kg
HVTSP	hg	Entalpia del vapor @TS,P	kJ/kg
KLTS	k	Conductividad térmica del líquido @TS.	w/mK
ME	me	Rango del flujo de masa del vapor en la descarga	lcg/s
MI	mi	Flujo de masa a través de la interfaz l-v.	kg/s
P	P	Presión del hueco	kPa
PR	P <sub>ref</sub>	Presión de referencia	kPa
R	R	Constante de gas ideal	kJ/kgK
T	t	Tiempo	seg
TC	Tc	Temperatura crítica	K
TR	T <sub>ref</sub>	Temperatura de referencia	K
TS	T <sub>sat</sub>	Temperatura de saturación @P.	K
UVTRPR	u <sub>ref</sub>	Energía interna de referencia @TR, PR.	kJ/kg
UVTSP	ug	Energía interna del vapor @TV, P.	kJ/kg
UVTVP	u	Energía interna del @TV,P	kJ/kg

VU	Vu	Volumen del vapor	m <sup>3</sup>
VLTS	vf	Volumen específico del líquido @TS, P.	m <sup>3</sup> /kg
VVTSP	vg	Volumen específico del vapor @TS, P.	m <sup>3</sup> /kg
VVTVP	v	Volumen específico del vapor @TV, P.	m <sup>3</sup> /kg
VVTVPR	v	Volumen específico del vapor @TV, PR.	m <sup>3</sup> /kg
Y(1)	Tv	Temperatura del vapor	K
Y(2)	mv	Masa del vapor	kg
YP(1)	dTv/dt	Rango de tiempo de cambio de temperatura de el vapor.	K/s
YP(2)	dmv/dt	Rango de tiempo de masa del vapor.	kg/s

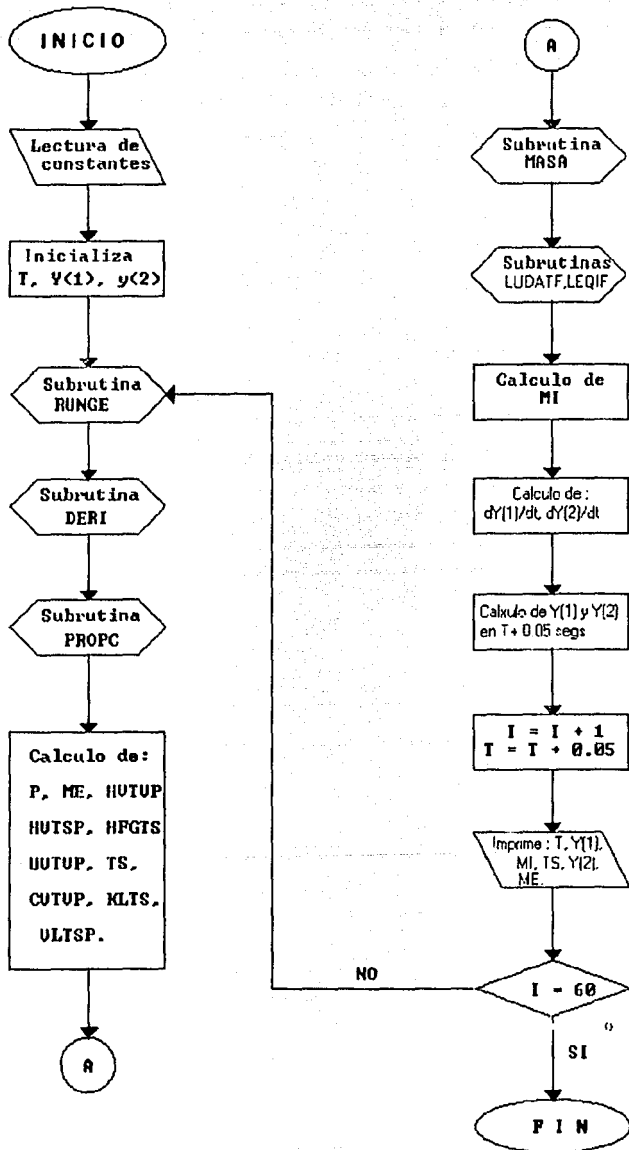


Figura B1. Diagrama de flujo del algoritmo.

C  
C  
C  
C

LECTURA EN LA CURVA DE PRESION DE VAPOR PARA FREON-11,  
ECUACION DE ESTADO, CAPACIDAD DE CALOR DEL VAPOR, Y DEN-  
SIDAD DE SATURACION DEL LIQUIDO.

BLOCK DATA

REAL A(6),B(6),C(6),D(6),E(6),F(6),R,CK  
1 SB,P,MS,TCRIT,TR,PR,CD,CC,AT,UV,AS,KLTS

COMMON/ALPHA/A,B,C,D,E,F,CC,SB,CD,AT,UV,TCRIT,TR,PR,  
1 UVTRPR,AS

DATA A/0.0,-3.126759,-0.025341,0.001687277,-2.35893E-5,  
1 1.057504E8/

DATA B/0.0,0.001318523,4.875121E-5,-1.805062E-6,2.448303E-8,  
1 -9.472103E4/

DATA C/0.0,-35.76999,1.220367,0.0,-1.478379E-4,0.0

DATA D/42.14702865,-4344.343807,-12.84596753,  
1 0.004008372507,0.0313605356,862.07/

DATA E/34.57,57.63811,43.63220,-42.82356,36.70663,0.0/

DATA F/0.023815,-336.80703,2.798823E-4,-2.123734E-7,  
1 5.999018E-11,0.0/

DATA R,TCRIT,SB,CC/0.078117,848.07,0.0019,-4.5/  
DATA TR,PR,UVTRPR/419.67,0.74137,2032163.0/

END

C  
C  
C

PROGRAMA PRINCIPAL

REAL Y(2),YP(2),A(6),B(6),C(6),D(6),E(6),F(6),R,CK,  
1 SB,P,MS,ERF(150,2),TCRIT,TR,PR,CD,CC,AT,UV,AS,KLTS  
REAL Z(4)  
REAL MI,ME,WME,WMI,WTS,TS,WMASS

COMMON/ALPHA/A,B,C,D,E,F,CC,SB,CD,AT,UV,TCRIT,TR,PR,  
1 UVTRPR,AS

C  
C  
C  
C

LECTURA DE VALORES EN LA FUNCION DE ERROR QUE SON UTILI-  
ZADOS EN LA SUBROUTINA MASA. LOS DATOS SE LOCALIZAN EN EL  
ARCHIVO 'ERF'

DO 35 K=1,102  
30 READ(7,30) ERF(K,1),ERF(K,2)  
FORMAT(2F20,9)  
CONTINUE

C  
C  
C

TR,PR,UVTRPR SE INICIALIZAN EN LA SUBROUTINA PROPS  
INICIALIZACION DE T,Y(1),Y(2) EN T=0.0 SEG.

```

C
C SE FIJA AT Y CD, COMO VARIABLES DE CONTROL DE RANGO DE
C FLUJO DE DESCARGA.
C
C SE FIJA UV, VOLUMEN DEL HUECO
C
C UNIDADES: T EN SEG, Y(1) EN RANKINE, Y(2) EN LBM, AT EN FT2
C UV EN FT3
C
C INICIALIZACION DE VARIABLES EN T=0.0 SEG
C
C T=0.0
C Y(1)=531.74
C Y(2)=0.00237026
C AT=0.0000314902
C UV=0.006815371
C CD=0.77
C
C IMPRESION DE VALORES DE ENTRADA
C
C WRITE(6,40),Y(1),Y(2),AT,UV,CD
C 40 FORMAT(1X,'TEMPERATURA INICIAL DEL VAPOR:',2X,F8.3,6X,'RANKINE' /
C 1 9X,'MASA INICIAL DE VAPOR:',3X,E11.5,2X,'LBM' /
C 1 11X,'AREA DE LA BOQUILLA:',3X,E11.5,2X,'FT2' /
C 1 13X,'VOLUMEN DEL HUECO:',3X,E11.5,2X,'FT3' /
C 1 7X,'COEFICIENTE DE DESCARGA:',1X,F6.2)
C
C IMPRESION DE ENCABEZADOS
C
C WRITE(6,70)
C WRITE(6,75)
C WRITE(6,65)
C 60 FORMAT(' ')
C 70 FORMAT(2X,'TIEMPO',2X,'T VAPOR',4X,'TSAT',4X,'P VAPOR',3X,
C 1 'MASA VAPOR',2X,'RDESCAR',5X,'REVAPO')
C 75 FORMAT(3X,'SEGS',3X,'KELVIN',4X,'KELVIN',3X,'PASCALS',8X,'KG',
C 1 6X,'KG/SEG',6X,'KG/SEG')
C
C PARA LA EVALUACION DE LAS INTEGRALES SE USA EL METODO DE CUARTO
C ORDEN DE RUNGE-KUTTA, EL LOOP SIGUIENTE SERA DE 60 TIEMPOS, EL
C CUAL SE INCREMENTARA EN 0.05 SEGS. HASTA COMPLETAR 3.0 SEGS.
C
C DO 25 KL=1,60
C CALL RUNGE(Y,T,YP,P,MI,ME,ERF,TS)
C
C CONVERSION DE UNIDADES, DEL SISTEMA INGLES AL MKS PARA IMPRESION
C DE RESULTADOS.
C
C WTEMP = (Y(1)-459.67)*5/9-17.77778 + 273.14
C WMASS = Y(2)/2.205
C WTS = (TS-459.67)*5/9-17.77778 + 273.14
C WMI = MI * 14.59
C WME = ME * 14.59
C WP = P * 6895.0
C
C INCREMENTO DE TIEMPO
C
C T = T + 0.05
C WRITE(6,20) T,WTEMP,WTS,WP,WMASS,WME,WMI
C 20 FORMAT(3X,F4.2,2X,F8.4,2X,F8.4,2X,F8.2,2X,F10.8,1X,

```

1 E10.4,1X,E11.4)

25 CONTINUE

STOP  
END

C  
C SUBROUTINA RUNGE, METODO NUMERICO RUNGE-KUTTA DE CUARTO  
C ORDEN PARA SOLUCION DE ECUACIONES DIFERENCIALES, SE UTI-  
C LIZA PARA LA SOLUCION DE ECUACIONES QUE GOBIERNAN AL SISTEMA.  
C

C SUBROUTINA RUNGE(Y,T,YP,P,MI,ME,ERF,TS)  
C REAL A(6),B(6),C(6),D(6),E(6),F(6),R,CK,  
1 SB,P,MS,ERF(150,2),TCRIT,TR,PR,CD,CC,AT,UV,AS,KLTS

C REAL Z(4)

C COMMON/ALPHA/A,B,C,D,E,F,CC,SB,CD,AT,UV,TCRIT,TR,PR,  
1 UVTRPR,AS

C REAL ENDRKS,MI,ME  
C REAL KO(2),K1(2),K2(2),K3(2),Y(2),YP(2),NEWY(2)

C H=0.05

C INCREMENTO DE TIEMPO,H,FIJO EN T=0.05 SEG.

C CALCULO DE LA PRIMERA APROXIMACION DE DESCENSO  
C

C ENDRKS=1.0  
C CALL DERI(Y,T,YP,P,MI,ME,ENDRKS,ERF,TS)  
C DO 90 J=1,2  
C KO(J)=H\*YP(J)

90 CONTINUE

C SEGUNDA APROXIMACION DE DESCENSO  
C

C ENDRKS=0.0  
C Z(2)=Y(2)+KO(2)/2.0  
C Z(1)=Y(1)+KO(1)/2.0  
C V=T+H/2.0  
C CALL DERI(Z,V,YP,P,MI,ME,ENDRKS,ERF,TS)  
C K1(1)=H\*YP(1)  
C K1(2)=H\*YP(2)

C TERCERA APROXIMACION  
C

C Z(1)=Y(1)+K1(1)/2.0  
C Z(2)=Y(2)+K1(2)/2.0  
C CALL DERI(Z,V,YP,P,MI,ME,ENDRKS,ERF,TS)  
C K2(1)=YP(1)\*H  
C K2(2)=YP(2)\*H

C CUARTA APROXIMACION  
C

C Z(1)=Y(1)+K2(1)  
C Z(2)=Y(2)+K2(2)  
C V=T+H  
C CALL DERI(Z,V,YP,P,MI,ME,ENDRKS,ERF,TS)  
C K3(1)=H\*YP(1)  
C K3(2)=H\*YP(2)

C PREDICION DE Y EN BASE AL PROMEDIO DE DESCENSO  
C



```

C      DO 95 M=1,2
        Y(M)=Y(M)+(K0(M)+2*K2(M)+K3(M))/6.0
        NEWY(M)=Y(M)
95 CONTINUE

C
C      RETURN
        END

C
C      SUBROUTINA QUE EVALUA  $dy(1)/dt$  y  $dy(2)/dt$  PARA CADA
C      LLAMADA DE LA SUBROUTINA RUNGE.

C      SUBROUTINA DERI(Y,T,YP,P,MI,ME,ENDERKS,ERF,TS)
        REAL ENDRKS
        REAL A(6),B(6),C(6),D(6),E(6),F(6),R,CK,
1       SB,P,MS,ERF(150,2),TCRIT,TR,PR,CD,CC,AT,UV,AS,KLTS

C      COMMON/ALPHA/A,B,C,D,E,F,CC,SB,CD,AT,UV,TCRIT,TR,PR,
1       UVTRPR,AS

C      REAL Y(3),T,YP(3),MI,ME

C      SE LLAMA A LA SUBROUTINA PROPS PARA FIJAR LAS PROPIEDADES
C      TERMODINAMICAS DE EL LIQUIDO Y EL VAPOR, DANDO EN Y(1) Y Y(2)
C      LA TEMPERATURA Y MASA DEL VAPOR.

C      CALL PROPS(Y,T,YP,P,ME,HVTVP,UVTVP,HVTSP,HFGTS,
1       TS,CVTVP,KLTS,VLTS)

C      SE LLAMA A LA SUBROUTINA MASA PARA EL CALCULO DEL RANGO DE
C      FLUJO DE MASA A TRAVES DE LA INTERFACE LIQUIDO-VAPOR

C      CALL MASA(Y,T,TS,HFGTS,KLTS,VLTS,MI,ENDERKS,ERF)

C      CALCULO DE  $dy(1)/dt$  y  $dy(2)/dt$ , LAS DERIVADAS DE LA TEMPERATURA
C      Y MASA DEL VAPOR CON RESPECTO AL TIEMPO.

C      YP(1)=(HVTSP-UVTVP)*MI/Y(2)*CVTVP+(UVTVP-HVTVP)*ME/Y(2)*CVTVP
        YP(2)=(MI-ME)*32.174

C      RETURN
        END

C
C      SUBROUTINA PROPS, CALCULA LAS PROPIEDADES TERMODINAMICAS DE
C      EL FLUIDO TRABAJADO, DANDO LA TEMPERATURA DEL VAPOR Y MASA

C      SUBROUTINE PROPS(Y,T,YP,P,ME,HVTVP,UVTVP,HVTSP,HFGTS,
1       TS,CVTVP,KLTS,VLTS)
        COMMON/ALPHA/A,B,C,D,E,F,CC,SB,CD,AT,UV,TCRIT,TR,PR,
1       UVTRPR,AS
        REAL Y(2),YP(2),A(6),B(6),C(6),D(6),E(6),F(6),ERF(150,2)
        REAL XV(4),XT(4),WV(4),WT(4)
        REAL KLTS,ME,XCV(4)

```

TEMPERATURA CRITICA, TEMPERATURA RELATIVA Y PRESION DEL FREON-11

TC=848.07  
TR=427.0  
PR=0.74317

CALCULO DEL VOLUMEN ESPECIFICO DEL VAPOR EN EL HUECO, FT<sup>3</sup>/LBM

VVTVP=UV/Y(2)

CALCULO DE LA PRESION EN EL HUECO DADA LA ECUA. DE ESTADO  
CONOCIENDO LA TEMPERATURA DEL HUECO Y EL VOLUMEN ESPECIFICO  
DEL VAPOR EN EL HUECO

```
P=R*Y(1)/(VVTVP-SB)+(A(2)+B(2)*Y(1)+C(2)*EXP(CC*Y(1)/TCRIT))
1 /(((VVTVP-SB)**2)+(A(3)+B(3)*Y(1)+C(3)*EXP(CC*Y(1)/TCRIT))
1 /(((VVTVP-SB)**3)+(A(4)+B(4)*Y(1)))/((VVTVP-SB)**4)
1 +(A(5)+B(5)*Y(1)+C(5)*EXP(CC*Y(1)/TCRIT))/((VVTVP-SB)**5)
```

SE LLAMA A LA SUBROUTINA DEL METODO DE NEWTON, PARA CALCULAR  
TS, VVTSP, VVTVP Y VVTSPR. ESTOS VALORES ESPECIFICOS SON RE-  
QUERIDOS PARA EL CALCULO DE LA ENTROPIA Y ENERGIA INTERNA.  
NEWTTS USA EL METODO DE NEWTON PARA RESOLVER LA ECUACION DE  
PRESION DE VAPOR PSRS TSAT, DANDO PSAT. NEWTV RESUELVE  
LA ECUACION DE ESTADO PARA EL VOLUMEN ESPECIFICO, DANDO LA  
TEMPERATURA Y PRESION DEL VAPOR.

LAS UNIDADES SON: TS EN GRADOS RANKINE, VOL. ESPECIFICO EN FT<sup>3</sup>/LBM

VTOL=0.005

TSTOL=0.5

```
CALL NEWTTS(TSTOL,P,TS)
CALL NEWTV(VTOL,P,TS,VVTSP)
CALL NEWTV(VTOL,PR,Y(1),VVTVPR)
CALL NEWTV(VTOL,PR,TS,VVTSPR)
```

SE ASIGNAN LOS VALORES TEMPORALES DE VOLUMEN ESPECIFICO Y TEM-  
PERATURA PARA EL CALCULO DE LA ENERGIA INTERNA Y ENTROPIA.

```
XT(1)=TR
XT(2)=TS
XT(3)=Y(1)
XT(4)=TS
XV(1)=VVTSPR
XV(2)=VVTVP
XV(3)=VVTSP
XV(4)=VVTVPR
```

SE EVALUA LA INTEGRAL DE ENERGIA INTERNA, EN ESTE LOOP  
LAS UNIDADES DE WV Y WX SON FT-LBF/SLUG O FT<sup>2</sup>/SEG<sup>2</sup>

DO 5 I=1,4

IF (I.LE.2) TEMP=TS

IF (I.GT.2) TEMP=Y(1)

BETA=TEMP\*CC/TCRIT

WV(I)=((A(2)-C(2)\*(BETA-1.))\*EXP(BETA))/((XV(I)-SB)

1 +(A(3)-C(3)\*(BETA-1.))\*EXP(BETA))/((2.\*(XV(I)-SB)\*\*2.))

1 +A(4)/(3.\*(XV(I)-SB)\*\*3.)+(A(5)-C(5)\*(BETA-1.))\*EXP(BETA)

1 /((4.\*(XV(I)-SB)\*\*4.))144.0\*32.174

$$1 \quad WT(I) = (F(1)*XT(I) - F(2)/XT(I) + (F(3)*XT(I)**2.) / 2. + (F(4)*XT(I)**3.) / 3. + (F(5)*XT(I)**4.) / 4.) * 778.17 * 32.174$$

5 CONTINUE

C  
C  
C  
C  
C

CALCULO DE LA ENERGIA INTERNA Y ENTROPIA USANDO LOS VALORES DE WV Y WT.

LAS UNIDADES SON FT2/SEG2 O FT-LBF/SLUG

$$UVTVP = WV(2) - WV(4) + WT(3) - WT(1) + UVTRPR$$

$$UVTSP = WV(3) - WV(1) + WT(2) - WT(1) + UVTRPR$$

$$HVTVP = UVTVP + P * 144.0 * 32.174 * VVTVP$$

$$HVTSP = UVTSP + P * 144.0 * 32.174 * VVTSP$$

C  
C  
C  
C

CALCULO DEL VOLUMEN ESPECIFICO DEL LIQUIDO

UNIDADES EN FT3/SLUG

$$CON = 1 - (TS / TCRIT)$$

$$RHOL = E(1) + E(2) * CON ** (1./3.) + E(3) * CON ** (2./3.) +$$

$$E(4) * CON + E(5) * CON ** (4./3.)$$

$$VLTSP = 32.174 / RHOL$$

C  
C  
C  
C

CALCULO DE dP/dT

$$DPDT = (-D(2) * ALOG(10.0) / (TS ** 2.) + D(4) * ALOG(10.) + D(3) / TS$$

$$1 \quad -D(5) * D(6) * ALOG(D(6) - TS) / (TS ** 2.) + D(5) / TS) * EXP(ALOG(10.))$$

$$1 \quad * (D(1) + D(2) / TS + D(4) * TS + D(3) * ALOG(TS) + D(5) * (D(6) - TS) *$$

$$1 \quad ALOG(D(6) - TS) / TS)$$

C  
C  
C  
C

CALCULO DE LA FORMACION DE ENTROPIA

UNIDADES EN FT2/SEG2

$$HFGTS = TS * (VVTSP - (VLTSP / 32.174)) * DPDT * 144.0 * 32.174$$

C  
C  
C  
C  
C

CALCULO DE K, CONDUCTIVIDAD TERMICA DE EL LIQUIDO

UNIDADES EN LBF/SEG-R

$$KLTS = (0.111562 - TS * 0.000115) * 0.216158$$

C  
C  
C  
C

CALCULO DE CV, EL CALOR ESPECIFICO, COMO TEMPERATURA DEL VAPOR

$$CVO = F(1) + F(2) / (Y(1) ** 2.) + F(3) * Y(1) + F(4) * Y(1) ** 2.$$

$$1 \quad + F(5) * (Y(1) ** 3)$$

C  
C  
C  
C

ESTE LOOP EVALUA LA INTEGRAL PARA ENCONTRAR EL CALOR ESPECIFICO AT, TV RELATIVA DEL CALOR ESPECIFICO COMO T-RELATIVA

$$DO 10 L = 2, 4, 2$$

$$XCV = Y(1) * (-CC / TC) ** 2. * EXP(CC * Y(1) / TC) * (-C(2) / (XV(L) - SB)$$

$$1 \quad -C(3) / (2. * (XV(L) - SB) ** 2.) - C(5) / (4 * (XV(L) - SB) ** 4.))$$

$$1 \quad * 144. * 32.174$$

10 CONTINUE

C  
C  
C  
XCV EN UNIDADES DE FT2/SEG2-R, CONVERSION DE CVO

CVO = CVO\*778.16\*32.174

R = R\*144.\*32.174

C  
C  
C  
CALCULO DE CV, CALOR ESPECIFICO CONSTANTE

CV = CVO+ XCV(2) - XCV(4)

CVTV = CV

C  
C  
C  
CALCULO DEL RANGO DE FLUJO DE MASA A TRAVES DE LA BOQUILLA  
SOBRE LA MASA DE PROPIEDADES DEL VAPOR, UNIDADES EN SLUGS/SEG

CP = R + CV

ALPHA = (CP/CV)\*\*0.5\*(2/((CP/CV)+1.))\*\*(((CP/CV)+1.)/  
1 (2.\*((CP/CV)-1.)))

ME = CD\*ALPHA\*P\*AT\*144./((R\*Y(1))\*\*0.5)

R = R/(144.\*32.174)

RETURN

END

C  
C  
C  
SUBROUTINE NEWTV(ERROR,PRESS,TEMP,X)

REAL A(6),B(6),C(6),D(6),E(6),F(6),R,CK,  
1 SB,P,MS,ERF(150,2),TCRIT,TR,PR,CD,CC,AT,VU,AS,KLTS

C  
C  
COMMON/ALPHA/A,B,C,D,E,F,R,CC,SB,CD,AT,VU,TC,TR,PR,  
1 UVTRPR,AS

C  
C  
C  
ESTA SUBRUTINA UTILIZA EL METODO DE NEWTON PARA ENCONTRAR LAS  
RAICES DE LA ECUACION DE ESTADO DEL VOLUMEN ESPECIFICO.

C  
C  
SE ASUME UN VOLUMEN ESPECIFICO INICIAL

X=R\*TEMP/PRESS

C  
C  
C  
EL METODO DE NEWTON SE EJECUTA HASTA QUE EL ERROR SEA MENOR  
QUE VTOL

DO 40 J = 1,7

Z= R\*TEMP/(X-SB)+(A(2)+B(2)\*TEMP+C(2)\*EXP(CC\*TEMP/TC))  
1 /((X-SB)\*\*2)+(A(3)+B(3)\*TEMP+C(3)\*XP(CC\*TEMP/TC))  
1 /((X-SB)\*\*3)+(A(4)+B(4)\*TEMP)/((X-SB)\*\*4)+  
1 (A(5)+B(5)\*TEMP+C(5)\*EXP(TEMP\*CC/TC))/((X-SB)\*\*5)-PRESS

CON=CC\*TEMP/TC

DZDV=- (R\*TEMP)/(X-SB)\*\*2.-2.\*(A(2)+B(2)\*TEMP+C(2)\*EXP(CON))  
1 /((X-SB)\*\*3).-3.\*(A(3)+B(3)\*TEMP+C(3)\*EXP(CON))/((X-SB)\*\*4).  
1 -4.0\*(A(4)+B(4)\*TEMP)/(X-SB)\*\*5.-5.\*(A(5)+B(5)\*TEMP  
1 +C(5)\*EXP(CON))/((X-SB)\*\*6).

C  
C  
C  
CALCULO DEL NUEVO VOLUMEN ESPECIFICO

X=X-Z/DZDV

```
IF(Z/DZDV.LT.ERROR) GOTO 40
40 CONTINUE
RETURN
END
```

```
SUBROUTINE NEWTTS(ERROR,PRESS,X)
```

```
REAL A(6),B(6),C(6),D(6),E(6),F(6),R,CK,
1 SB,P,MS,ERF(150,2),TCRIT,TR,PR,CD,CC,AT,VU,AS,KLTS
```

```
COMMON/ALPHA/A,B,C,D,E,F,R,CC,SB,CD,AT,VU,TCRIT,TR,PR,
1 UVTRPR,AS
```

```
ESTA RUTINA UTILIZA EL METODO DE NEWTON PARA ENCONTRAR LAS RAICES
DE LA ECUACION DE VAPOR-PRESION; LA TEMPERATURA DE SATURACION
CORRESPONDE AL VALOR DE P DADO.
```

```
SE ASUME UNA X INICIAL
```

```
X=560.0
```

```
EL METODO DE NEWTON SE UTILIZA HASTA QUE ERROR SEA MENOR A TSTOL
```

```
DO 75 K= 1,7
```

```
DZDT= (-D(2)*ALOG(10.)/(X**2.)+D(4)*ALOG(10.)+D(3)/X
1 -D(5)*D(6)*ALOG(D(6)-X)/(X**2.)+D(5)/X)*EXP(ALOG(10.))
1 *(D(1)+D(2)/X+D(4)*X)+D(3)*ALOG(X)+D(5)*D(6)-X)*
1 ALOG(D(6)-X)/X
```

```
Z = EXP((D(1)+D(2)/X+D(4)*X)*ALOG(10.)+D(3)*ALOG(X) +
1 D(5)*D(6)-X)*ALOG(D(6)-X)/X)-PRESS
```

```
CALCULO DEL NUEVO VALOR DE TEMPERATURA DE SATURACION
```

```
X=X-Z/DZDT
```

```
IF(Z/DZDT.LT.ERROR) GO TO 75
75 CONTINUE
RETURN
END
```

```
ESTA RUTINA CALCULA EL FLUJO DE MASA A TRAVES DE LA INTERFACE
LIQUIDO-VAPOR, RANGO DE EVAPORACION. LA INTEGRAL DE SUPERPOSI-
CION DE DUHAMMEL'S SE UTILIZA EN LA PALICACION DE UN SOLIDO SEMI-
INFINITO CON TEMPERATURA SUPERFICIAL TRANSITORIA.
```

```
PARA MEHORAR LA MASA SE UTILIZAN NUEVOS INDICES PARA DAR
PHI(1)=TS
```

```
SUBROUTINE MASA(Y,T,TS,HFGTS,KLTS,VLTS,MI,ENDRKS,ERF)
COMMON/ALPHA/A,B,C,D,E,F,R,CC,SB,CD,AT,UV,TCRIT,TR,PR,
1 UVTRPR,AS
```

```
REAL ENDRKS
REAL PHI(6),KLTS,MI,ERF(150,2),THETA(100),D(6)
REAL MB(4),WK(12),D1,D2,EQUIL(4),WA
REAL U(4,4),LU(4,4)
INTEGER N,NN,IA,MA,IB,IDGT,IJOB,IPVT(4),M,IER
```

NN= (T+0.01)/0.05 +1  
IF(NN.LT.2) SAVED=0.0

NN ES EL NUMERO DE INCREMENTOS DE TIEMPO

CALCULO DEL RANGO DE FLUJO DE MASA POR CADA PASO DE EL  
METODO DE RUNGE-KUTA

IF(ENDRKS.EQ.0.0) GO TO 125

THETA(NN)=TS  
IF(NN.LT.20 GO TO 125

AS ES EL AREA SUPERFICIAL DEL LIQUIDO SUS UNIDADES SON FT2

AS=0.0599332

CALCULO DEL CALOR ESPECIFICO DEL LIQUIDO POR LA CURVA LINEAL  
APROPIADA, LAS UNIDADES SON FT-LBF/SLUG-R

CLTS=9TS\*0.000031666+0.190144)\*778.16\*32.174

CALCULO DE AALPHA, DIFUSION TERMICA

AALPHA=KLTS\*VLTSP/CLTS

CALCULO ED LA PROFUNDIDAD AT, PARA LAS TEMPERATURAS EN EL  
FLUIDO QUE SE APROXIMARA. LA PROFUNDIDAD DE PENETRACION SE  
ESTABLECE, Y EL 10% DE ESTE VALOR SE UTILIZA COMO LA REGION  
EN LA CUAL LAS TEMPERATURAS VAN A SER DETERMINADAS, ESTA  
PROFUNDIDAD ESTA DIVIDIDA EN 6 PUNTOS.

DEPTH=0.10\*1.39\*2.\*((AALPHA\*T)\*\*0.5)/6.

CALCULO DE TEMP PARA LOS 6 PUNTOS, COMENZANDO EN LA INTERFACE  
LIQUIDO-VAPOR UTILIZANDO LA INTEGRAL DE SUPERPOSICION DE  
DUHAMMEL'S APLICADA A UN SOLIDO SEMI-INFINITO CON TEMPERATURA  
SUPERFICIAL TRANSITORIA

DO 90 I=1,6  
DELX=(I-1)\*DEPTH

SI EL TIEMPO=0.0, EL LIQUIDO ES UNIFORME

IF(T.EQ.0.0) PHI(I)=TS  
IF(T.EQ.0.0) GO TO 90

PHI(I)=THETA(1)  
DO 80 K=2,NN  
DELT=T-(K-2)\*0.05  
VAL=DELX/(2.\*(DELT\*AALPHA)\*\*0.5)

SE BUSCAN LOS VALORES ERF(VAL)

DO 75 J=1,102  
IF(VAL.LT.ERF(J,1) GO TO 70

75 CONTINUE  
WRITE(6,5) J

```

5  FORMAT(1H0,I3)
70  ERFVAL= ERF(J-1,2)+(ERF(J,2)-ERF(J-1,2)*(VAL-ERF(J-1,1)))/
1   (ERF(J,1)-ERF(J-1,1))
    ERFC=1-ERFVAL

    PHI(I)=(THETA(K)-THETA(K-1))*ERFC+PHI(I)
    IF(K.GT.70) GO TO 80
80  CONTINUE
90  CONTINUE

```

```

C
C  SE AJUSTAN LOS COEFICIENTES DE LA MATRIZ PARA APLICAR EL
C  METODO DE MINIMOS CUADRADOS DE TERCER ORDEN PARA AJUSTA
C  LA CURVA
C

```

```

N=4
U(1,1) = 6
U(1,2) = 15.*DEPTH
U(2,1) = 15.*DEPTH
U(1,3) = 55.*DEPTH**2.
U(2,2) = 55.*DEPTH**2.
U(3,1) = 55.*DEPTH**2.
U(1,4) = 225.*DEPTH**3.
U(2,3) = 225.*DEPTH**3.
U(3,2) = 225.*DEPTH**3.
U(4,1) = 225.*DEPTH**3.
U(2,4) = 979.*DEPTH**4.
U(3,3) = 979.*DEPTH**4.
U(4,2) = 979.*DEPTH**4.
U(3,4) = 4425.*DEPTH**5.
U(4,3) = 4425.*DEPTH**5.
U(4,4) = 20515.*DEPTH**6.

```

```

C
C  PARA UNA MEJOR PRECISION EN LOS VALORES DE LA MATRIZ, LOS
C  VALORES DE PHI(I) SERAN REDUCIDOS EN LA MISMA ESCALA QUE DELTA X
C

```

```

DO 50 II=1,6
    PHI(II) = PHI(II)-THETA(1)
50  CONTINUE

MB(1)=PHI(1)+PHI(2)+PHI(3)+PHI(4)+PHI(5)+PHI(6)
MB(2)=DEPTH*(PHI(2)+2*PHI(3)+3*PHI(4)+4*PHI(5)
1   +5*PHI(6))
1   MB(3)=DEPTH**2*(PHI(2)+4*PHI(3)+9*PHI(4)+16*PHI(5)
1   +25*PHI(6))
1   MB(4)=DEPTH**3*(PHI(2)+8*PHI(3)+27*PHI(4)+64*PHI(5)
1   +125*PHI(6))

```

```

C
C  SE LLAMAN A LAS SUBROUTINAS LUDATF Y LEQIF. LUDATF CALCULA LA
C  DESCOMPOSICION-LU DE LA MATRIZ A. LEQIF CALCULA LA SOLUCION DE
C  EL SISTEMA LINEAL DE ECUACIONES A*X=B.
C

```

```

N=4
IDGT=3
IA=4

```

```

CALL LUDATF(U,LU,N,IA,IDGT,D1,D2,IPVT,EQUIL,WA,IER)

```

```

MA=1

```

IB=4  
IJOB=0  
M=1

CALL LEQIF(U,IA,N,MA,MB,IB,M,IJOB,WK,IER)

DTDXO=MB(2)  
SAVED=DTDXO  
GO TO 130  
125 DTDXO=SAVED

CALCULO DEL RANGO DE FLUJO DE MASA CON BASE EN LA DISMINUSION  
EN LA INTERFACE, REPRESENTADA POR B(2)

130 MI=AS\*KLTS\*DTDXO/HFGTS  
RETURN  
END

SUBROUTINAS TOMADAS DEL PAQUETE IMSL

SUBROUTINE USPKD (PACKED,NCHARS,UNPAKD,NCHMTB)  
INTEGER NC,NCHARS,NCHMTB  
INTEGER UNPACK(1),IBLANK,ZBLANK  
INTEGER PACKED(1),I,J,K,SHIFT(4),MASK  
DATA IBLANK/1H/,ZBLANK/538976256/  
DATA SHIFT(1),SHIFT(2),SHIFT(3),SHIFT(4),MASK  
1 /1, 256, 65536, 16777216,255/

NCHMTB = 0  
IF(NCHARS.LE.0) RETURN  
NC = MINO(129,NCHARS)  
DO 1 I=1,NC  
J = (I-1)/4 + 1  
K = I - 4\*(I-1)/4  
UNPAKD(I) = ZBLANK + JIAND(PACKED(J)/SHIFT(K), MASK)

IF(UNPAKD(I).EQ.ZBLANK) UNPAKD(I) = IBLANK

1 CONTINUE  
DO 200 N = 1,NC  
NN = NC - N + 1  
IF(UNPAKD(NN).NE.IBLANK) GO TO 210

200 CONTINUE  
210 NCHMTB = NN  
RETURN  
END

SUBROUTINE UERTST (IER,NAME)  
INTEGER IER  
INTEGER NAME(1)  
INTEGER I,IEQ,IEQDF,IOUNIT,LEVEL,LEVOLD,NAMEQ(6),  
\* NAMSET(6),NAMUPK(6),NIN,NMTB  
DATA NAMSET/1HU,1HE,1HR,1HS,1HE,1HT/  
DATA NAMEQ/6\*1H /  
DATA LEVEL/4/,IEQDF/0/,IEQ/1H=/  
CALL USPKD(NAME,6,NAMUPK,NMTB)  
CALL UGETIO(1,NIN,IOUNIT)  
IF(IER.GT.999) GO TO 25  
IF(IER.LT.-32) GO TO 55  
IF(IER.LE.128) GO TO 5  
IF(LEVEL.LT.1) GO TO 30  
IF(IEQDF.EQ.1) WRITE(IOUNIT,35) IER,NAMEQ,IEQ,NAMUPK  
IF(IEQDF.EQ.0) WRITE(IOUNIT,35) IER,NAMUPK



```

GO TO 30
5  IF (IER.LE.64) GO TO 10
    IF (LEVEL.LT.2) GO TO 30
    IF (IEQDF.EQ.1) WRITE( IOUNIT,40) IER,NAMEQ,IEQ,NAMUPK
    IF (IEQDF.EQ.0) WRITE( IOUNIT,40) IER,NAMUPK
    GO TO 30
10  IF (IER.LE.32) GO TO 15
    IF (LEVEL.LT.3) GO TO 30
    IF (IEQDF.EQ.1) WRITE( IOUNIT,45) IER,NAMEQ,IEQ,NAMUPK
    IF (IEQDF.EQ.0) WRITE( IOUNIT,45) IER,NAMUPK
    GO TO 30
15  CONTINUE
    DO 20 I=1,6
        IF (NAMUPK(I).NE.NAMSET(I)) GO TO 25
20  CONTINUE
    LEVOLD = LEVEL
    LEVEL = IER
    IER = LEVOLD
    IF (LEVEL.LT.0) LEVEL = 4
    IF (LEVEL.GT.4) LEVEL = 4
    GO TO 30
25  CONTINUE
    IF (LEVEL.LT.4) GO TO 30
    IF (IEQDF.EQ.1) WRITE( IOUNIT,50) IER,NAMEQ,IEQ,NAMUPK
    IF (IEQDF.EQ.0) WRITE( IOUNIT,50) IER,NAMUPK
30  IEQDF = 0
    RETURN
35  FORMAT(19H *** TERMINAL ERROR,10X,7H( IER = ,I3,
1    20H) FROM IMSL ROUTINE,6A1,A1,6A1)
40  FORMAT(27H *** WARNING WITH FIX ERROR,2X,7H( IER = ,I3,
1    20H) FROM IMSL ROUTINE,6A1,A1,6A1)
45  FORMAT(18H *** WARNING ERROR,11X,7H( IER = ,I3,
1    20H) FROM IMSL ROUTINE,6A1,A1,6A1)
50  FORMAT(20H *** UNDEFINED ERROR,9X,7H( IER = ,I5,
1    20H) FROM IMSL ROUTINE,6A1,A1,6A1)
55  IEQDF = 1
    DO 60 I = 1,6
60  NAMEQ(I) = NAMUPK(I)
65  RETURN
    END
    SUBROUTINE UGETIO( IOPT,NIN,NIOUT)
    INTEGER          IOPT,NIN,NOUT
    INTEGER          NIND,NOUTD
    DATA            NIND/1/,NOUTD/2/
    IF (IOPT.EQ.3) GO TO 10
    IF (IOPT.EQ.2) GO TO 5
    IF (IOPT.NE.1) GO TO 9005
    NIN = NIND
    NOUT = NOUTD
    GO TO 9005
5  NIND = NIN
    GO TO 9005
10  NOUTD = NOUT
9005 RETURN
    END
    SUBROUTINE LEQIF (A,IA,N,MA,B,IB,M,IJOB,WK,IER)
    INTEGER          IA,IB,N,MA,M,IJOB,IER
    REAL             Z(4,4),B(IB,M),WK(N,3)
    INTEGER          I,IBIG,IJK,IP1,IZ,J,JJ,JJJ,JZ,KB,KBP1,
*                  KKB,LB,LIMK,LIMKO,LIMK1,LIMK2,LIML,LIMLO

```

```

*          LIML1,LIML2,NBLOCK
REAL      AM,REPS,TEMP
REAL      ABIG,A(IA,N)
DIMENSION D(6)
DATA      REPS/1.1921E-25/
IER = 0
DO 9 I=1,4
  DO 7 J =1,4
    Z(I,J)=A(I,J)
7  CONTINUE
9  CONTINUE
DO 5 I = 1,N
5  WK(I,1) = I
    NBLOCK = (N-1)/MA+1
DO 80 KB=1,NBLOCK
  LIMKO = (KB-1)*MA
  LIMK1 = LIMKO+1
  LIMK2 = MINO(LIMKO+MA,N)
  IF (KB.GT.1 .OR. IJOB.EQ.1) GO TO 20
DO 15 J=LIMK1,LIMK2
  TEMP = 0.0
  DO 10 I=1,N
    TEMP = AMAX1(TEMP,ABS(Z(I,J)))
10  CONTINUE
    WK(J,2) = TEMP
15  CONTINUE
20  CONTINUE
DO 40 I=LIMK1,LIMK2
  ABIG = 0.0
  DO 25 J=I,N
    JZ = WK(J,1)
    IF (ABS(A(JZ,I)).LE.ABIG) GO TO 25
    ABIG = ABS(A(JZ,I))
    IBIG = J
25  CONTINUE
    IF (ABIG.EQ.0.0) GO TO 9000
    IF (IJOB.EQ.1) GO TO 30
    IF (ABIG.LE.10.0*REPS*WK(I,2)) GO TO 9000
30  CONTINUE
    TEMP = WK(IBIG,1)
    WK(IBIG,1) = WK(I,1)
    WK(I,1) = TEMP
    IF (I.GE.N) GO TO 40
    IZ = WK(I,1)
    IP1 = I+1
    DO 35 J=IP1,N
      JZ = WK(J,1)
      AM = A(JZ,I)/A(IZ,I)
      IF (AM.EQ.0.0) GO TO 35
      CALL SAXPY(M,-AM,B(IZ,1),IA,B(JZ,1),IA)
      IF (IJOB.EQ.1) GO TO 35
      IF (I.GE.LIMK2) GO TO 35
      CALL SAXPY(LIMK2-I,-AM,A(IZ,I+1),IA,A(JZ,I+1),IA)
35  CONTINUE
40  CONTINUE
    IF (IJOB.EQ.1) GO TO 80
    IF (KB.GE.NBLOCK) GO TO 75
    KBP1= KB+1
DO 70 LB=KBP1,NBLOCK
  LIMLO = (LB-1)*MA

```

```

LIML1 = MINO(LIML0+MA,N)
LIML = LIML2-LIML0
IF (KB.GT.1) GO TO 55
DO 50 J=LIML1,LIML2
  TEMP = 0.0
  DO 45 I=1,N
    TEMP = AMAX1(TEMP,ABS(Z(I,J)))
45  CONTINUE
    WK(J,2) = TEMP
50  CONTINUE
55  CONTINUE
DO 65 I=LIMK1,LIMK2
  IF (I.GE.N) GO TO 65
  IZ = WK(I,1)
  IP1 = I+1
  DO 60 J=IP1,N
    JZ = WK(J,1)
    AM = A(JZ,I)/A(IZ,I)
    IF (AM.EQ.0.0) GO TO 60
    CALL SAXPY(LIML,-AM,A(IZ,LIML1),IA,A(JZ,LIML1),IA)
60  CONTINUE
65  CONTINUE
70  CONTINUE
75  CONTINUE
80  CONTINUE
DO 105 KKB=1,NBLOCK
  KB = NBLOCK+1-KKB
  LIMKO = (KB-1)*MA
  LIMK2 = MINO(LIMKO+MA,N)
  LIMK = LIMK2-LIMKO
  DO 100 IIK=1,LIMK
    I = LIMK2+1-IIK
    IZ = WK(I,1)
    TEMP = A(IZ,I)
    DO 85 JJJ=1,M
      B(IZ,JJJ) = B(IZ,JJJ)/TEMP
85  CONTINUE
      IF 9I.EQ.1) GO TO 100
      DO 95 JJ=2,I
        J = I+1-JJ
        JZ = WK(J,1)
        TEMP = A(JZ,I)
        DO 90 JJJ=1,M
          B(JZ,JJJ) = B(JZ,JJJ)-TEMP*B(IZ,JJJ)
90  CONTINUE
95  CONTINUE
100 CONTINUE
105 CONTINUE
DO 120 JJJ=1,M
  DO 110 I=1,N
    IZ = WK(I,1)
    WK(I,3) = B(IZ,JJJ)
110 CONTINUE
    DO 115 I=1,N
      B(I,JJJ) = WK(I,3)
115 CONTINUE
120 CONTINUE
GO TO 9005
9000 IER = 129

```

```

CALL UERTST( IER, 6HLEQIF)
9005 RETURN
END
SUBROUTINE LUDATF (A, LU, IA, IDGT, D1, D2, IPVT, EQUIL, WA, IER)
DIMENSION A(IA, 1), LU(IA, 1), IPVT(1), EQUIL(1)
REAL A, LU, BIG, BIGA, P
DATA ZERO, ONE, FOUR, SIXTN, SIXTH/0.0, 1., 4., 16., .0625/
IER = 0
RN = N
WREL = ZERO
D1 = ONE
D2 = ZERO
BIGA = ZERO
DO 10 I=1, N
    BIG = ZERO
    DO 5 J=1, N
        P = A(I, J)
        LU(I, J) = P
        P = ABS(P)
        IF (P .GT. BIG) BIG = P
5    CONTINUE
    IF (BIG .GT. BIGA) BIGA = BIG
    IF (BIG .EQ. ZERO) GO TO 110
    EQUIL(I) = ONE/BIG
10   CONTINUE
DO 105 J=1, N
    JM1 = J-1
    IF (JM1 .LT. 1) GO TO 40
    DO 35 I=1, JM1
        SUM = LU(I, J)
        IM1 = I-1
        IF (IDGT .EQ. 0) GO TO 25
        AI = ABS(SUM)
        WI = ZERO
        IF (IM1 .LT. 1) GO TO 20
        DO 15 K=1, IM1
            T = LU(I, K)*LU(K, J)
            SUM = SUM-T
            WI = WI+ABS(T)
15    CONTINUE
        LU(I, J) = SUM
20    WI = WI+ABS(SUM)
        IF (AI .EQ. ZERO) AI = BIGA
        TEST = WI/AI
        IF (TEST .GT. WREL) WREL = TEST
        GO TO 35
25    IF (IM1 .LT. 1) GO TO 35
        DO 30 K=1, IM1
            SUM = SUM-LU(I, K)*LU(K, J)
30    CONTINUE
        LU(I, J) = SUM
35    CONTINUE
40    P = ZERO
    DO 70 I=J, N
        SUM = LU(I, J)
        IF (IDGT .EQ. 0) GO TO 55
        AI = ABS(SUM)
        WI = ZERO
        IF (JM1 .LT. 1) GO TO 50
        DO 45 K=1, JM1

```

```

      T = LU(I,K)*LU(K,J)
      SUM = SUM-T
      WI = WI+ABS(T)
45      CONTINUE
      LU(I,J) = SUM
50      WI = WI+ABS(SUM)
      IF (AI .EQ. ZERO) AI = BIGA
      TEST = WI/AI
      IF (TEST .GT. WREL) WREL = TEST
      GO TO 65
55      IF (JM1 .LT. 1) GO TO 65
      DO 60 K=1,JM1
          SUM = SUM-LU(I,K)*LU(K,J)
60      CONTINUE
      LU(I,J) = SUM
65      Q = EQUIL(I)*ABS(SUM)
      IF ( P.GE. Q) GO TO 70
      P = Q
      IMAX = I
70      CONTINUE
      IF (RN+P .EQ. RN) GO TO 110
      IF (J .EQ. IMAX) GO TO 80
      D1 = -D1
      DO 75 K=1,N
          P = LU(IMAX,K)
          LU(IMAX,K) = LU(J,K)
          LU(J,K) = P
75      CONTINUE
      EQUIL(IMAX) = EQUIL(J)
80      IPVT(J) = IMAX
      D1 = D1*LU(J,J)
85      IF (ABS(D1) .LE. ONE) GO TO 90
      D1 = D1*SIXTH
      D2 = D2+FOUR
      GO TO 85
90      IF 9ABS(D1) .GE. SIXTH) GO TO 95
      D1 = D1*SIXTN
      D2 = D2-FOUR
      GO TO 90
95      CONTINUE
      JP1 = J+1
      IF (JP1 .GT. N) GO TO 105
      P = LU(J,J)
      DO 100 I=JP1,N
          LU(I,J) = LU(I,J)/P
100     CONTINUE
105     CONTINUE
      IF (IDGT .EQ. 0) GO TO 9005
      P = 3*N+3
      WA = P*WREL
      IF (WA+10.0*(-IDGT) .NE. WA) GO TO 9005
      IER = 34
      GO TO 9000
110     IER = 129
      D1 = ZERO
      D2 = ZERO
9000    CONTINUE
      CALL UERTST(IER,6HLUATF)
9005    RETURN
      END

```

```

SUBROUTINE SAXPY (N,SA,SX,INCX,SY,INCY)
INTEGER          N,INCX,INCY
REAL             SX(1),SY91),SA
INTEGER          I,IX,IY,M,MP1,NS
IF (N.LE.0.OR.SA.EQ.EO) RETURN
IF (INCX.EQ.INCY) IF (INCX-1) 5,15,35
5  CONTINUE
   IX = 1
   IY = 1
   IF (INCX.LT.0) IX = (-N+1)*INCX+1
   IF (INCY.LT.0) IY = (-N+1)*INCY+1
   DO 10 I=1,N
      SY(IY) = SY(IY)+SA*SX(IX)
      IX = IX+INCX
      IY = IY+INCY
10  CONTINUE
   RETURN
15  M = N-(N/4)*4
   IF (M.EQ.0) GO TO 25
   DO 20 I=1,M
      SY(I) = SY91)+SA*SX(I)
20  CONTINUE
   IF (N.LT.4) RETURN
25  MP1 = M+1
   DO 30 I=MP1,N,4
      SY(I) = SY(I)+SA*SX(I)
      SY(I+1) = SY(I+1)+SA*SX(I+1)
      SY(I+2) = SY(I+2)+SA*SX(I+2)
      SY(I+3) = SY(I+3)+SA*SX(I+3)
80  CONTINUE
   RETURN
85  CONTINUE
   NS = N*INCX
   DO 40 I=1,NS,INCX
      SY(I) = SA*SX(I)+SY(I)
40  CONTINUE
   RETURN
END

```

TEMPERATURA INICIAL DEL VAPOR: 531.740 RANKINE  
 MASA INICIAL DE VAPOR: 0.23703E-02 LBM  
 AREA DE LA BOQUILLA: 0.31490E-04 FT2  
 VOLUMEN DEL HUECO: 0.68154E-02 FT3  
 COEFICIENTE DE DESCARGA: 0.77

TIEMPO SEGS	T VAPOR KELVIN	TSAT KELVIN	P VAPOR PASCALS	MASA VAPOR KG	RDESCAR KG/SEG	REVAPO KG/SEG
0.05	295.3514	294.1221	91584.88	0.00102505	0.9752E-03	0.0000E+00
0.10	295.3018	284.8442	87459.88	0.00097765	0.9314E-03	0.1405E-33
0.15	295.2517	284.8442	83529.46	0.00093213	0.8896E-03	0.1052E-32
0.20	295.2014	284.8442	79743.16	0.00088865	0.8494E-03	0.7191E-33
0.25	295.1509	284.8442	76117.78	0.00084715	0.8108E-03	0.5628E-33
0.30	295.1003	284.8442	72647.47	0.00080753	0.7740E-03	0.4658E-33
0.35	295.0495	284.8442	69326.48	0.00076972	0.7387E-03	0.3978E-33
0.40	294.9986	284.8442	66149.21	0.00073363	0.7049E-03	0.3465E-33
0.45	294.9475	284.8442	63110.21	0.00069920	0.6726E-03	0.3058E-33
0.50	294.8962	284.8442	60204.15	0.00066634	0.6417E-03	0.2729E-33
0.55	294.8449	284.8442	57425.82	0.00063500	0.6121E-03	0.2453E-33
0.60	294.7934	284.8442	54770.17	0.00060510	0.5839E-03	0.2218E-33
0.65	294.7418	284.8442	52232.32	0.00057658	0.5569E-03	0.2014E-33
0.70	294.6900	284.8442	49807.50	0.00054939	0.5311E-03	0.1838E-33
0.75	294.6382	284.8442	47491.11	0.00052345	0.5065E-03	0.1682E-33
0.80	294.5862	284.8442	45278.71	0.00049872	0.4829E-03	0.1545E-33
0.85	294.5342	284.8442	43165.96	0.00047514	0.4604E-03	0.1422E-33
0.90	294.4298	284.8442	41148.70	0.00045365	0.4390E-03	0.1310E-33
0.95	294.4298	284.8442	39222.90	0.00043122	0.4185E-03	0.1211E-33
1.00	294.3775	284.8442	37384.69	0.00041079	0.3989E-03	0.1121E-33
1.05	294.3251	284.8442	35630.33	0.00039131	0.3802E-03	0.1040E-33
1.10	294.2726	284.8442	33956.21	0.00037275	0.3624E-03	0.9651E-34
1.15	294.2200	284.8442	32358.86	0.00035505	0.3454E-03	0.8965E-34
1.20	294.1674	284.8442	30834.94	0.00033819	0.3291E-03	0.8344E-34
1.25	294.1147	284.8442	29381.25	0.00032212	0.3137E-03	0.7773E-34
1.30	294.0620	284.8442	27994.68	0.00030681	0.2989E-03	0.7245E-34
1.35	294.0092	284.8442	26672.28	0.00029222	0.2848E-03	0.6758E-34
1.40	293.9563	284.8442	25411.20	0.00027832	0.2714E-03	0.6312E-34
1.45	293.9034	284.8442	24208.71	0.00026507	0.2585E-03	0.5900E-34
1.50	293.8504	284.8442	23062.19	0.00025245	0.2463E-03	0.5513E-34
1.55	293.7975	284.8442	21969.13	0.00024043	0.2347E-03	0.5159E-34
1.60	293.7444	284.8442	20927.10	0.00022897	0.2236E-03	0.4828E-34
1.65	293.6913	284.8442	19933.81	0.00021806	0.2130E-03	0.4522E-34
1.70	293.6382	284.8442	18987.04	0.00020767	0.2029E-03	0.4239E-34
1.75	293.5850	284.8442	18084.68	0.00019776	0.1933E-03	0.3973E-34
1.80	293.5318	284.8442	17224.70	0.00018833	0.1841E-03	0.3729E-34
1.85	293.4785	284.8442	16405.16	0.00017935	0.1753E-03	0.3498E-34
1.90	293.4253	284.8442	15624.21	0.00017079	0.1670E-03	0.3284E-34
1.95	293.3719	284.8442	14880.05	0.00016264	0.1591E-03	0.3086E-34
2.00	293.3186	284.8442	14171.01	0.00015487	0.1515E-03	0.2897E-34
2.05	293.2653	284.8442	13495.46	0.00014748	0.1443E-03	0.2723E-34
2.10	293.2119	284.8442	12851.84	0.00014043	0.1374E-03	0.2561E-34
2.15	293.1585	284.8442	12238.68	0.00013373	0.1309E-03	0.2407E-34
2.20	293.1050	284.8442	11654.55	0.00012734	0.1247E-03	0.2265E-34
2.25	293.0516	284.8442	11098.11	0.00012125	0.1187E-03	0.2131E-34
2.30	292.9981	284.8442	10568.07	0.00011546	0.1131E-03	0.2005E-34
2.35	292.9446	284.8442	10063.18	0.00010994	0.1077E-03	0.1888E-34
2.40	292.8911	284.8442	9582.27	0.00010469	0.1025E-03	0.1777E-34
2.45	292.8376	284.8442	9124.22	0.00009969	0.9764E-04	0.1674E-34
2.50	292.7841	284.8442	8687.96	0.00009492	0.9298E-04	0.1577E-34
2.55	292.7306	284.8442	8272.46	0.00009038	0.8854E-04	0.1486E-34
2.60	292.6770	284.8442	7876.74	0.00008606	0.8431E-04	0.1400E-34

2.65	292.6235	284.8442	7499.87	0.00008195	0.8029E-04	0.1320E-34
2.70	292.5699	284.8442	7140.96	0.00007803	0.7645E-04	0.1244E-34
2.75	292.5164	284.8442	6799.17	0.00007430	0.7280E-04	0.1173E-34
2.80	292.4628	284.8442	6473.68	0.00007075	0.6932E-04	0.1107E-34
2.85	292.4092	284.8442	6163.72	0.00006736	0.6601E-04	0.1044E-34
2.90	292.3556	284.8442	5868.57	0.00006414	0.6285E-04	0.9855E-35
2.95	292.3020	284.8442	5587.51	0.00006107	0.5985E-04	0.9292E-35
3.00	292.2484	284.8442	5319.87	0.00005815	0.5699E-04	0.8772E-35

FORTRAN STOP



## APENDICE C

### ALGORITMO DE DERIVACION DE PROPIEDADES TERMODINAMICAS

Las cuatro ecuaciones que rigen el sistema se consultarón de DuPont (Ref. 3), de R-11, la ecuación de estado, la curva de presión de vapor, la densidad del líquido saturado y la capacidad calorífica del vapor.

$P = P(v, t)$  ; ecuación de estado.

$P_{sat} = P_{sat}(T_{sat})$  ; curva de presión de vapor

$\rho_1 = \rho_1(T_{sat})$  ; densidad de líquido saturado

$Cv_O = Cv_O(T)$  ; capacidad calorífica del vapor

De estas cuatro ecuaciones y dando  $T_v$  y  $m_v$ , se pueden calcular las propiedades termodinámicas del líquido y vapor, de la siguiente forma. Referidas a la figura C1, en el diagrama  $T_S$ , es para identificar los estados inicialmente determinados.

1.  $v_v (T_v, P) = V_v / m$

2.  $P = P(v, T_v)$  ; determina la presión del sistema de la ecuación de estado.

3.  $T_{sat} = T_{sat}(P)$  ; determina la  $T_{sat}$  para la curva de presión de vapor.

4. Encontrar  $v_v(T_r, P_r)$ ,  $v_v(T_{sat}, P)$ ,  $(T_{sat}, P_r)$ ,  $(T_v, P_r)$ , de la ecuación de estado.

5.  $C_v = C_v(T_v)$  ; encontrar la capacidad calorífica del vapor.

$$6. u(T_v, P) = \int_{v_v(T_v, P_v)}^{v_v(T_v, P)} [T P / T - P] dv + \int_{T_v}^{T_v} C_{v_o} dT_p + u(T_r, P_r)$$

$$7. u(T_{sat}, P) = \int_{v_v(T_{sat}, P)}^{v_v(T_{sat}, P)} [T P / T - P] dv + \int_{T_v}^{T_{sat}} C_{v_o} dT_p + u(T_r, P_r)$$

8.  $v_l = v_l(T_{sat})$  encontrar la densidad del líquido saturado

$$9. h_{fg} = (dP/dT)_{sat} * T * (v_v(T_{sat}, P) - v_l(T_{sat}, P))$$

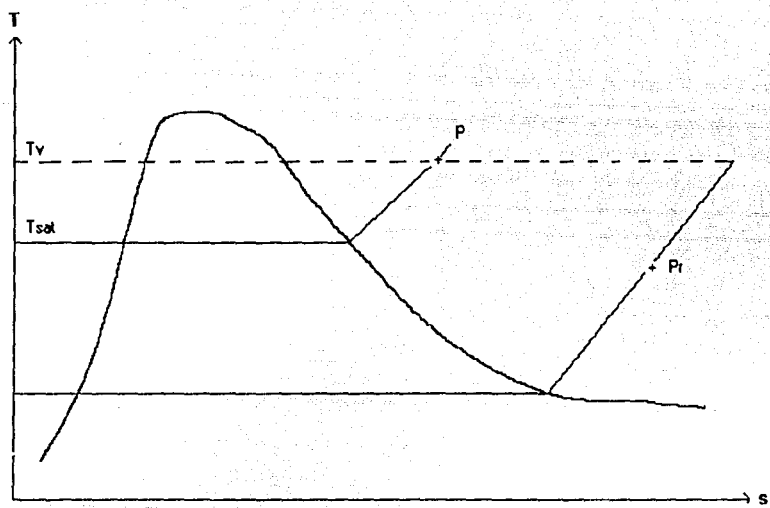


Figura C1. Diagrama T-s para cálculo de propiedades termodinámicas.

## APENDICE D

### MODELO DE DESCOMPRESION ADIABATICA

Para evaluar los efectos de la transferencia de masa interfacial en la respuesta de presión del vapor, se desarrolló un modelo adiabático. La derivación es idéntica a la de transferencia de masa interfacial del modelo discutido anteriormente en una sección del ANALISIS de este reporte, excepto que la evaporación,  $m_i$ , se supone igual a cero, la ecuación de continuidad, ecuación (3), se transforma en :

$$\frac{dm}{dt} = - m_e \quad ( D1 )$$

la ecuación de energía, ecuación (8) queda :

$$m_v c_v dT + m_e (h_v - u_v) = 0 \quad ( D2 )$$

estas dos ecuaciones, combinadas con la ecuación (9), define ahora el comportamiento del espacio de vapor. El cálculo del algoritmo en el APENDICE B es fácil de modificar para resolver las ecuaciones de gobierno. Se elimina la subrutina MASA, que calcula  $m_i$ , y en su lugar se supone  $m_i = 0.0$ . El resto del programa no se altera.

## APENDICE E

### ANALISIS DE MODELOS PASADOS DE DESCARGA

Como se discutió anteriormente, el elemento crítico en el modelado de la respuesta de presión de un cilindro inicialmente lleno con una mezcla saturada y la descarga lenta es el método utilizado para evaluar la transferencia de masa en la interfaz. Labus, en la (Ref. 1), usa la ecuación:

$$m_i \equiv A_i \frac{C_v (T_o - T_i)}{(\text{nat})^{\frac{1}{2}} \text{hfg}} \quad (E1)$$

Esta ecuación se obtuvo al simplificar una expresión analítica para la transferencia de masa en la interfaz durante la descompresión de una superficie plana infinita obtenida por Thomas y Morse (Ref. 8). Ahora, suponiendo que no hay transferencia de calor a través de la interfaz, las ecuaciones (11) y (12) nuevamente rigen :

$$q = m_i \text{hfg} = k A_i \frac{dT}{dx} \Big|_{x=0} \quad (E2)$$

con la definición  $a=k/pc$ , la ecua. (E1) se convierte :

$$m_i = A_i \frac{k (T_o - T_i)}{\text{hfg} (\text{nat})^{\frac{1}{2}}} \quad (E3)$$

Ahora, la solución de  $\frac{dT}{dx} \Big|_{y=0}$  para la ecuación (E2):

$$\left. \frac{dT}{dx} \right|_{x=0} = (T_0 - T_i) \quad (E4)$$

la ecuación (E4) es el gradiente de temperatura del líquido en la interfaz y es precisamente el gradiente de temperatura de la superficie de un sólido plano semi-infinito experimentando un incremento de temperatura en la superficie (Ref. 2). Pero, el sistema modelado experimenta un cambio transitorio en la temperatura superficial. De aquí que algún método para incorporar el efecto transitorio, semejante a la integral de superposición de Duhammel debe usarse para la aplicación adecuada de la ecuación (E4).

En la derivación de la ecuación (E1), Labus, hizo un número de suposiciones con las que reduce en gran medida la complejidad de la ecuación derivada por Thomas y Morse. El supone que  $T_v = T_{sat}@P_v$ .

El efecto de esta suposición fue discutida antes. También se eliminó un término de la expresión de Thomas y Morse, considerando que el efecto del mismo es insignificante. La validez de esta suposición no fue evaluada. La ecuación derivada por Thomas y Morse no fue usada en el presente trabajo. Futuros modelos podrían incluir una evaluación del funcionamiento de esta ecuación en su forma completa.