

011905



**UNIVERSIDAD NACIONAL AUTÓNOMA DE  
MÉXICO**

---

**FACULTAD DE INGENIERÍA**

**COMPORTAMIENTO DE UN RECEPTOR  
BIMETÁLICO DURANTE TRANSITORIOS EN LA  
GENERACIÓN DIRECTA DE VAPOR, USANDO  
CONCENTRADORES TIPO CANAL PARABÓLICO**

**T E S I S**

**QUE PARA OBTENER EL GRADO DE  
DOCTOR EN INGENIERÍA**

**PRESENTA:**

**VICENTE FLORES LARA**

MÉXICO, D.F.

**TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN**

2002



Universidad Nacional  
Autónoma de México



**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 esta 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.

# INDICE

RESUMEN	1
ABSTRACT	3
INTRODUCCIÓN	5
Capítulo I	10
1. ANTECEDENTES	10
1.1 Estado del arte	10
1.2 Sistema de concentración con canal parabólico para generación directa de vapor	14
1.3 Descripción del proceso de generación directa de vapor	15
1.4 Proyectos de generación directa de vapor	18
1.4.1 Laboratorio de pruebas Diss PSA	19
1.4.2 Proyectos de tecnologías con canal parabólico para desarrollarse en un futuro	22
1.4.3 Financiamiento para tecnologías de plantas termosolares con canal parabólico	23
1.5 Regímenes de flujo	26
1.5.1 Flujo estratificado	27
Capítulo II	29
2. METODOLOGÍA	29
2.1 Estudio teórico	30
2.1.1 Conducción de calor en la pared bimetálica	30
2.1.2 Coeficientes de transferencia de calor en el receptor bimetálico	32
2.1.3 Análisis numérico por diferencias finitas para la transferencia de calor en la pared bimetálica	35
2.1.4 Validación del modelo matemático	41
2.2 Metodología experimental	42
2.2.1 Construcción del receptor bimetálico cobre-acero	42
2.2.2 Pruebas experimentales	46
Capítulo III	51
3. RESULTADOS E INTERPRETACIÓN	51
3.1 Resultados experimentales	51
3.1.1 Deflexión del receptor durante el calentamiento	51
3.1.2 Deflexión del receptor con flujo estratificado	52
3.1.2.1 Incidencia del flujo de irradiancia solar en la parte inferior del receptor.	56
3.1.2.2 Incidencia del flujo de irradiancia solar en la parte lateral del receptor	61
3.1.3 Simulación de la presencia de nubes durante la GDV	64
3.1.4 Generación de vapor en estado estable	67
3.2 Resultados teóricos	69
3.2.1 Resultados teóricos vs resultados experimentales	69
3.2.2 Simulación teórica para el receptor de acero	75
3.2.3 Simulación teórica para el receptor bimetálico	79



3.2.4 Análisis comparativo, receptor de acero vs receptor bimetálico cobre-acero	83
3.2.4.1 Comportamiento de los receptores de acero y de cobre-acero con flujo de calor en toda la periferia del receptor	86
3.2.4.2 Comportamiento de los receptores de acero y cobre-acero con variación de flujo másico	88
3.3 Análisis de esfuerzos térmicos y deflexión, en el receptor bimetálico	91
3.3.1. Esfuerzos térmicos	92
3.3.2 Deflexión térmica	95
Capítulo IV	102
4 CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES	102
4.1 Conclusiones de la generación directa de vapor	102
4.2 Conclusiones particulares y recomendaciones	103
RECONOCIMIENTOS	108
NOMENCLATURA	109
REFERENCIAS	111
APÉNDICE A	116
<i>Propiedades de los materiales empleados para la construcción del receptor</i>	116



## RESUMEN

Se presenta el estudio del comportamiento de los receptores de concentradores de canal parabólico, en condiciones transitorias de generación directa de vapor; el estudio fue llevado a cabo de forma teórica y experimental mediante receptores de acero y de pared bimetálica cobre-acero de 25.4 y 31.7 mm de diámetro interno. Los transitorios se generaron con bajos flujos máscicos circulando a través del receptor o por la variación del nivel de irradiancia solar (por ejemplo durante la presencia de nubes) que incide en la pared externa del mismo. Al circular el agua a través del receptor con influencia de irradiancia solar en la parte externa, se generan condiciones termohidráulicas que pueden originar diversos regímenes de flujo; uno de los más críticos, es el flujo bifásico estratificado, aspecto ampliamente considerado en este trabajo.

Experimentalmente se llegó a probar que cuando se trabaja con flujos máscicos del orden de 60 a 150 kg/h y con diámetros de tubería como los citados, se crean las condiciones propicias para dar origen al régimen bifásico estratificado, el cual conduce a un sobrecalentamiento local de la pared interna del receptor con altos gradientes de temperatura en la periferia del tubo y, como consecuencia, propiciando la deflexión del receptor. Por sus orígenes se le conoce como deflexión térmica. El problema se vuelve aún más serio cuando la deflexión supera la distancia anular entre pared externa del receptor y la cubierta de vidrio. Experimentalmente se alcanzaron deflexiones en el receptor de acero superiores a 6 cm, provocando la ruptura de la cubierta, por lo que queda expuesto el receptor a mayores pérdidas de calor al ambiente.

Se desarrolla un modelo numérico para determinar la distribución de temperaturas en dirección azimutal y radial en la pared del tubo receptor; dentro del modelo se considera la formación del flujo estratificado para bajas presiones y bajos flujos máscicos. Mediante el modelo numérico se simuló el comportamiento de cuatro receptores de diferentes materiales: acero, cobre y cobre-acero con relación de espesores de 1:2 y de 2:1; teniendo mejor comportamiento térmico el receptor cobre-acero con relación de espesores de pared de 2:1. Posteriormente, con base en los resultados de simulación se construyó el receptor bimetálico de 3 m de longitud, 31.7 mm de diámetro interno y 2.6 mm de espesor de pared.

Posteriormente, el modelo numérico se empleó para simular el comportamiento térmico del receptor de acero y del receptor bimetálico, ambos a diferentes condiciones de generación de

vapor entre otras, variando el ángulo de incidencia de la irradiación solar y el flujo másico alimentado, siempre manteniendo la formación del flujo bifásico estratificado. Con el conocimiento de la distribución de temperaturas en la periferia interna del receptor, se calculó la distribución de esfuerzos térmicos y la deflexión térmica del receptor.

Para establecer la factibilidad técnica del receptor cobre-acero, experimentalmente se sometió a las más drásticas condiciones de formación del flujo estratificado, alimentando repentinamente un flujo de agua a temperatura entre 25 y 35°C cuando las paredes de éste se encuentran por arriba de 200°C, provocando en el material del receptor un cambio severo de temperatura, así como de sus dimensiones.

Se complementa el estudio del receptor de pared cobre-acero con un análisis de esfuerzos térmicos y de deflexión en forma teórica; aquí se hace notar la influencia de los diferentes módulos de elasticidad y de los coeficientes de dilatación térmica para el acero y para el cobre.

**TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN**

## ABSTRACT

The study of the behavior of receivers of parabolic trough concentrators, in transient conditions of direct steam generation is presented; the study was carried out of theoretical and experimental form by means of steel receivers and bimetallic wall copper-steel of 25.4 and 31.7 mm of internal diameter. The transient ones were generated with low mass flows circulating through the receiver or by the variation of the solar level of irradiance (for example during the cloud presence) that affects the external wall of the same one. When circulating the water through the receiver with solar irradiance influence in the external part, thermal-hydraulics conditions are generated that can originate diverse flow regimes; one of most critical, is the stratified two-phase flow, aspect widely considered in this work.

Experimentally it was gotten to prove that when works with mass flows of the order of 60 to 150 kg/h and with diameters of pipe like the mentioned ones, are created the propitious conditions to give origin to the stratified two-phase regime, which leads to a local overheat of the internal wall of the receiver with high gradients of temperature in the periphery of the tube and, like consequence, causing the deflection of the receiver. By its origins it is known like thermal deflection. The problem becomes serious still more when the deflection surpasses the annular distance between external wall of the receiver and the glass cover. Experimentally deflections in the steel receiver superior to 6 cm were reached, causing the rupture of the cover, reason why it is exposed the receiver to greater losses of heat to the atmosphere.

A numerical model is developed in order to determine the distribution of temperatures in azimuth and radial direction in the wall of the receiving tube; within the model one considers the formation of the flow stratified for low pressures and low mass flows. By means of the numerical model the behavior of four receivers of different materials was simulated: steel, copper and copper-steel with relation of thickness of 1:2 and 2:1; having better thermal behavior the receiver copper-steel with relation of wall thickness of 2:1. Later, with base in the simulation results the bimetallic receiver of 3 m of length was constructed, 31.7 mm of internal diameter and 2.6 mm of wall thickness.

Later, the numerical model was used to simulate the thermal behavior of the steel and bimetallic receiver, both to different conditions of steam generation, varying the angle of incidence of the

solar irradiance and the fed mass flow, always maintaining the formation of the stratified two-phase flow. With the knowledge of the temperatures distribution in the internal periphery of the receiver, the distribution of thermal stress and the thermal deflection of the receiver were calculated.

In order to establish the technical feasibility of the receiver copper-steel, experimentally it was put under the most drastic conditions of formation of the stratified flow, suddenly feeding a flow on water temperature between 25 and 30°C when the walls are above of 200°C, causing in the material of the receiver a severe temperature change, as well as its dimensions.

The study of the copper-steel wall receiver is complemented with a thermal deflection and stress analysis in theoretical form; here is made notice the influence of the different elasticity module and the thermal expansion coefficients for the steel and copper.



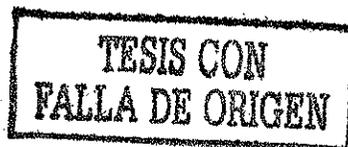
## INTRODUCCIÓN

La zona del noroeste del país, principalmente Baja California, Sonora y Chihuahua, además de extremosa desde el punto de vista climático, es una zona de alto crecimiento económico, debido a las maquiladoras. Esto hace que la demanda de electricidad crezca en forma intensa; una de las alternativas viables para satisfacer esa demanda es por medio de plantas con base en gas natural, y geotérmicas.

En la literatura nacional e internacional relacionada con fuentes alternas de energía, se cita que en la zona noroeste de México inciden los más altos niveles de irradiancia solar, lo que la hace una de las más ricas en el mundo en disponibilidad de energía solar; de esta forma, el aprovechamiento de la irradiancia solar es una alternativa para satisfacer la demanda de electricidad. En ese sentido, el Banco Mundial a través del Global Environmental Facility contempla varios países para instalar plantas de ciclo combinado-termsolar; entre ellos están India, Egipto, México, Marruecos e Irán, y probablemente Sudáfrica [Aringhoff R., 2001].

El caso de México, esta tecnología ha sido probada por más de 15 años en el desierto de Mojave con 9 plantas SEGS, lo cual ha permitido tener una instalación de 354 MW<sub>e</sub>, de ahí que una de las opciones más viable para que México entre en la tecnología termsolar, es a través de la integración de plantas de potencia solar-térmica mediante sistemas integrados Ciclo combinado-Solar; con ello será posible obtener mayor generación durante el día a lo largo de los picos, de manera que podrá incrementarse la disponibilidad de vapor para la generación de electricidad principalmente en verano cuando la demanda crece enormemente en la zona noroeste por el uso de aire acondicionado. Además, la implementación de plantas de potencia solar-térmico en regiones de alta irradiancia solar, es una opción como estrategia de abastecimiento de electricidad compatible con el ambiente.

Para llevar a cabo el planteamiento anterior a ser una propuesta es necesario involucrarse en tecnologías solares de punta, como la generación de vapor (GDV), directamente en los tubos absorbedores de los concentradores tipo canal parabólico.



La generación directa de vapor en concentradores de canal parabólico es una posible mejora de la tecnología de las plantas SEGS ya establecidas al eliminar equipos como intercambiadores de calor y bombas de aceite, y principalmente el uso de éste, que en el caso de aceites sintéticos es 10 veces más caro que los orgánicos, permitiendo aumentar la eficiencia global de la planta. Un efecto importante es la reducción de costos en la generación de electricidad hasta en un 30% [Geyer y Quaschning, 2000], por lo que la opción de generar directamente vapor para generación de potencia eléctrica, contribuirá en gran medida a abaratar los gastos de inversión en equipo.

Debe señalarse que se procedió a estudiar teórica y experimentalmente algunas incertidumbres consideradas como las más drásticas en el proceso de la GDV, mismos que dieron origen a este trabajo de investigación. En él, el objetivo principal es dar solución a uno de los problemas más críticos presentes en los receptores cuando se forma el régimen de flujo bifásico estratificado, y que es la deflexión térmica del receptor.

El proceso de GDV en plantas solares de canal parabólico presenta diversas inestabilidades en el tubo receptor, provocadas por la formación de flujos estratificados bifásicos durante la ebullición del agua, principalmente por los altos esfuerzos térmicos a los que se somete la pared del receptor [Hahne et al, 1997 y Odeh et al, 1998]. Esta inestabilidad se vuelve más crítica en plantas de baja potencia cuando se presenta la deflexión instantánea transitoria, transversal al eje del tubo y provocar la ruptura del tubo de vidrio envolvente empleado para reducir las pérdidas térmicas al ambiente, reduciendo al mismo tiempo las propiedades mecánicas de los materiales del receptor, lo cual crea deformaciones permanentes [Flores y Almanza 2001]. El grado de deformación es función directa del gradiente de temperaturas formado en la pared del tubo, función que se ve afectada al depender el gradiente de temperaturas, en gran medida de la conductividad térmica del material del receptor, del patrón de flujo formado, así como del nivel y ángulo de incidencia de la irradiancia solar [Herrmann et al, 1998 y Rojas et al, 1996]. La solución a estos problemas estaría en mantener la superficie interna de la pared del receptor lo suficientemente húmeda, con lo que la transferencia de calor tendería a ser homogénea y eliminaría al máximo el desbalance térmico.

Con base en lo anterior, se hizo un estudio del comportamiento térmico y mecánico en estado transitorio y estable que presenta un receptor de pared bimetálica cobre-acero, y el mismo se propuso como solución para reducir al máximo la deflexión cuando las condiciones

termohidráulicas en el receptor son gobernadas por el régimen de flujo bifásico y estratificado. La metodología seleccionada fue teórica y experimental. En la parte teórica se llevó a cabo la investigación bibliográfica y se desarrollaron modelos numéricos de simulación, y en la experimental se realizaron una serie de pruebas experimentales bajo diversas condiciones de GDV.

La presentación en congresos nacionales e internacionales de los avances del trabajo de investigación condujeron a mejorar el contenido de esta tesis; para ello se usó como herramientas, la planta solar con canal parabólico del Instituto de Ingeniería de la UNAM, y el tubo receptor bimetalico fabricado en el mismo lugar, así como de modelos numéricos y de información bibliográfica relacionada con el tema.

La información generada en la investigación sobre GDV en presencia del régimen de flujo bifásico y estratificado, se contempla en 4 capítulos:

En el capítulo I se presentan los antecedentes para abordar el estudio del comportamiento del receptor bimetalico durante la generación directa de vapor, además del estado del arte que incluye los principales trabajos relacionados con flujo estratificado en dos fases en tuberías horizontales calentadas por abajo o lateralmente y las propuestas que se han dado para eliminar los problemas que este régimen de flujo origina, así como, lo más relevante en la investigación de GDV en altas presiones. Se describe un sistema de concentración con concentradores de canal parabólico con los elementos que lo constituyen y las funciones que desempeñan dentro del sistema, teniendo como objetivo el generar vapor; se describe en detalle el proceso de generación directa de vapor tal como ocurre en una planta termosolar con canal parabólico, analizando las condiciones y circunstancias termohidráulicas que dan origen y prevalecen en la zona de fase líquida, zona bifásica y zona gaseosa presentes en tal proceso. A continuación se presenta un resumen describiendo las plantas termosolares SEGS con tecnología de canal parabólico, se describe el sistema de generación de vapor de la planta solar de Almería España con sus variantes de operación y los proyectos en desarrollo para instalar esta tecnología en diferentes países del mundo. Por último en este capítulo se presenta la clasificación general de los regímenes de flujo bifásico líquido-gas, formados en tuberías horizontales, resaltando las características del régimen de flujo estratificado.

Por lo anterior en este capítulo se plantea la problemática que originó la investigación, y se establece la importancia de los estudios sobre los transitorios en la GDV, como marco de la propuesta de solución: la construcción del receptor de pared bimetálica cobre-acero con su correspondiente análisis de comportamiento.

El capítulo II trata sobre el por qué de construir un receptor de pared bimetálica cobre-acero, y proponerlo como alternativa de solución al problema de deflexión transitoria cuando existe el régimen estratificado; se presentan los antecedentes teóricos en la modelación matemática del comportamiento térmico del receptor de cobre-acero. El modelo numérico se empleó para simular receptores de acero y de cobre, se generó a partir de la ecuación de Laplace en coordenadas cilíndricas, y con él se simuló la distribución de temperaturas en la pared del receptor, considerando que a través de él fluye un flujo bifásico estratificado y que en la superficie externa hay incidencia de irradiancia solar. La solución de las ecuaciones se hizo utilizando diferencias finitas; el resultado es el valor de las temperaturas en dirección radial y azimutal (circunferencial) en la pared del receptor.

Con el modelo teórico desarrollado se simuló el comportamiento térmico de receptores de diferente material: de acero, de cobre y de pared bimetálica cobre-acero. En igual forma se hizo la comparación entre receptores de pared bimetálica variando la relación de espesor Cu/Fe, primero con 1/3 de la pared de cobre y 2/3 de pared de acero; posteriormente, 2/3 de pared de cobre y 1/3 de pared de acero; se seleccionó así el receptor con menor gradiente térmico en su periferia. Se describe la construcción del receptor seleccionado, empleando tubos de cobre y acero comercial, su acondicionamiento y las características finales que lo hicieron considerar útil como receptor del concentrador parabólico. Los detalles del sistema de concentración experimental que incluyen, dimensiones y propiedades ópticas del material reflejante, la instalación del receptor de pared bimetálica con las propiedades ópticas de la superficie selectiva y la instrumentación para la captura de datos, se presentan también en este capítulo.

El capítulo III lo constituyen los resultados experimentales y teóricos del comportamiento del receptor de acero y del receptor cobre-acero en estado transitorio y estable, durante la generación de vapor así como el análisis e interpretación de los mismos. Se resalta el comportamiento del receptor de pared bimetálica, al comparar resultados con un receptor de acero de espesor 1/3 mayor, bajo diferentes condiciones de operación. Se incluyen los resultados en graficas de varias

simulaciones, considerando las variantes de operación en la GDV entre otras, flujo de agua alimentado, ángulo de incidencia de la irradiancia solar, tanto para el receptor de acero como para el de cobre-acero; finalmente los resultados se comparan entre ambos. Para complementar el capítulo y entender mejor el origen de la deflexión térmica y esfuerzos térmicos, se determinó cada parámetro para los receptores de acero y de cobre-acero. Los cálculos son aproximados, en particular para el receptor bimetálico, debido a la influencia de los diferentes módulos de elasticidad y coeficientes de dilatación térmica para el acero y para el cobre. Posteriormente, los valores de deflexión se comparan con los obtenidos de forma experimental.

El capítulo IV corresponde a las conclusiones del trabajo de investigación: fueron resultado del problema originalmente planteado, del objetivo del trabajo, así como del proceso para llegar a la propuesta de solución, incluyendo las herramientas tanto en lo teórico como experimental. Se incluyen también en este capítulo las recomendaciones que complementan este trabajo y algunas otras propuestas que conducen a eliminar o reducir al máximo los efectos adversos provocados por el flujo bifásico estratificado o en otra forma, evitar trabajar con este régimen de flujo.

Debe aclararse que se llamará transitorio el efecto termohidráulico y mecánico provocado en el tubo receptor, como resultado de suministrar repentinamente un flujo de agua a temperatura ambiente, y temperatura de la pared del receptor de alrededor de 200°C, o como resultado de simular la presencia de nubes en tiempos relativamente cortos y prolongados en determinadas zonas del receptor.

# Capítulo I

## 1. ANTECEDENTES

### 1.1 Estado del arte

Específicamente en este trabajo la problemática a resolver es, reducir o eliminar la deflexión de los receptores al grado de no provocar la ruptura de la cubierta de vidrio. La deflexión se presenta cuando se forma un gradiente térmico en la periferia del receptor, el cual a su vez se origina debido a la formación del régimen de flujo bifásico estratificado durante la generación directa de vapor.

Se han hecho propuestas para eliminar la deformación transitoria provocada por gradientes térmicos en los receptores durante la GDV; entre otras, la inclinación ascendente del receptor en la etapa de ebullición donde se forma el flujo en dos fases. La inclinación del receptor es un excelente método para reducir esfuerzos térmicos e incrementar la transferencia de calor en el tubo receptor calentado, ya que con una ligera inclinación ascendente del receptor, favorece la estabilidad del flujo anular o intermitente, los cuales mantienen húmeda la pared interna del receptor y proporcionan muy buena transferencia de calor.

Los regímenes de flujo para un receptor inclinado difieren significativamente de los regímenes de flujo para un receptor horizontal; el análisis de Odeh et al, 2000, muestra que no hay posibilidad de que el flujo estratificado ocurra en un tubo inclinado. El diferente valor del coeficiente de transferencia de calor de cada fase en un flujo bifásico es causa directa del problema térmico [Herrmann et al, 1998]. Otra propuesta es el acoplamiento interno de un tubo excéntrico al tubo receptor con menor espacio en la parte baja, haciendo que el líquido se eleve a la parte superior del tubo y humedezca la mayor parte de la pared del receptor [Geskes et al,1999]; con ello, el coeficiente de transferencia de calor se mejora eliminando los esfuerzos térmicos y como consecuencia, las deformaciones más severas del receptor, así como otros efectos adversos generados por el flujo estratificado. Una última propuesta, es aumentar el flujo másico de agua teniendo control de él, con el propósito de formar y mantener a través del receptor el régimen de flujo anular. Sin embargo, incrementar el flujo másico conduce a un aumento en la caídas de

presión. por lo que será necesario dimensionar un nuevo equipo de bombeo. si bien los costos de operación serán mayores.

Se ha observado en pruebas de campo que cuando se emplean receptores de acero en presencia del flujo bifásico estratificado, la deformación (deflexión) máxima transitoria supera los 5 cm ascendente [Almanza et al, 2002], [Flores y Almanza 2002]; con este valor surgen serios problemas en el equipo del receptor, principalmente en el tubo de vidrio que lo envuelve, ya que le provoca la ruptura. Otro material que ha sido probado en receptores es el cobre tipo k para vapor, el cual parcialmente ha resuelto el problema de la deformación transitoria. Este material por su excelente conductividad térmica homogeniza la temperatura en la pared del tubo, evitando deformaciones excesivas que pudieran ocasionar daños secundarios. La restricción principal de usar receptores de cobre, es que con el tiempo el cobre sometido a la concentración de la irradiación solar, se recoce y pierde sus propiedades mecánicas sufriendo deformaciones permanentes.

Otro problema que ocasiona la distribución de líquido y gas que fluye a través de un tubo horizontal, es que además de afectar el valor de la transferencia de calor y crear variaciones de temperatura, provoca inestabilidades en la velocidad de masa del fluido e inestabilidad del sistema de generación de vapor, dando lugar a la formación de zonas secas y calientes en la pared interna del receptor, las cuales degradan la superficie selectiva; además, genera la vibración intermitente del receptor principalmente en la zona de alimentación hidráulica.

Para prevenir inestabilidades de flujo, daños a la superficie selectiva, y fatiga en el material del receptor, la superficie interna del tubo debe estar en contacto con la fase líquida en todo momento. Los regímenes de flujo anular, intermitente y de burbuja, permiten humedecer en forma eficiente la pared interna del receptor, sin embargo, estos flujos sólo se podrían lograr en plantas termosolares grandes que manejan flujos máscicos muy altos; tal es el caso de las plantas SEGS. Mientras que en las de baja potencia los flujos son bajos, y no hay manera de evitar la estratificación. El diagrama propuesto por Baker [Baker, 1954], así como el de Taitel y Dukler [Taitel y Dukler, 1976] son útiles como guía para asegurar que las condiciones de flujo en el tubo receptor se encuentran dentro de un régimen de flujo aceptable para evitar problemas de transferencia de calor en tuberías horizontales durante la GDV.

En cuanto a la modelación numérica, para el estudio de flujos bifásicos a través de tuberías horizontales, uno de los primeros trabajos fue el de Baker, 1954; a partir de ahí varios trabajos han sido sugeridos, entre otros, [Agrawal et al, 1973]; [Mandhane et al, 1974]; [Taitel y Dukler, 1976], y [Kattan et al, 1998b]. Con relación al flujo bifásico estratificado en tuberías horizontales hay diversos estudios empíricos mediante modelos numéricos. Agrawal et al, 1973, hicieron un análisis sobre el flujo bifásico estratificado en tubos horizontales considerando que la mezcla gas-líquido estaba compuesta por aire-aceite; Kattan et al, 1998b, utilizaron como fluido de trabajo 5 diferentes refrigerantes; Kowalski 1987, empleó en pruebas experimentales el flujo bifásico compuesto por gas freón-agua y aire-agua, para corroborar su modelación teórica para flujo bifásico estratificado. De esta forma, la mayoría de los modelos matemáticos se han desarrollado con base en experimentos con flujo bifásico aire-agua, sin haberse formulado como un flujo bifásico de agua líquido-vapor.

Existen más trabajos que se asemejan a las condiciones reales en la GDV en el marco del estudio del flujo estratificado con influencia del calentamiento del tubo; en estos casos, el calentamiento se hace colocando en la pared externa del tubo resistencias eléctricas logrando un flujo de calor constante y uniforme en la periferia del receptor. Hahne et al, 1997, trabajaron con el flujo bifásico durante la GDV con tuberías de 23.4 mm de diámetro interno y equipado con resistencias eléctricas, logrando el calentamiento uniforme. Los experimentos se realizaron en un intervalo de presión de 30 a 100 bar y flujos máscicos desde 72 hasta 612 kg/h.

Los trabajos de modelación numérica desarrollados y formulados bajo condiciones reales de generación de vapor son específicamente para altos flujos máscicos desde 350 hasta 10,000 kg/h y altas presiones de 30, 60 y 100 bar, [Odeh et al, 1998]; [Köhler et al, 1998], y [Rojas et al, 1996]; donde la probabilidad de formación del régimen estratificado es mínima, y en la que utilizan acero inoxidable como material del receptor.

Para lograr un conocimiento pleno de las consecuencias generadas por el régimen de flujo estratificado en tubos receptores de diferente material, la planta solar con concentradores de canal parabólico del Instituto de Ingeniería de la UNAM, se ha adaptado para estudiar térmica y mecánicamente receptores de acero y de cobre; además, se construyó un receptor de pared bimetálica cobre-acero, con base en resultados de simulaciones teóricas, determinando la distribución de temperaturas en la pared del receptor. La propuesta de usar un receptor cobre-

acero es por su excelente conductividad térmica del cobre y la resistencia mecánica del acero, esas propiedades favorecen la distribución homogénea de temperaturas en la periferia del receptor así como su resistencia a la deformación, ya que los gradientes térmicos se minimizan y con ello se reduce en gran medida los efectos de los transitorios durante la GDV [Flores et al, 2000].

Con el propósito de demostrar lo anterior, en los capítulos siguientes se estudia ampliamente, experimental y teóricamente el receptor cobre-acero; también se estudiaron experimentalmente receptores de acero de 25.4 y 31.7 mm de diámetro, los resultados se compararon con los obtenidos del receptor bimetálico.

Con la finalidad de hacer notar la relevancia de este trabajo de tesis, dentro de este capítulo se tratan como antecedentes, aspectos que introducen al conocimiento del proceso de la GDV, aplicaciones actuales y futuras de tal proceso, así como las condiciones que originan la formación del flujo bifásico estratificado.



## 1.2 Sistema de concentración con canal parabólico para generación directa de vapor

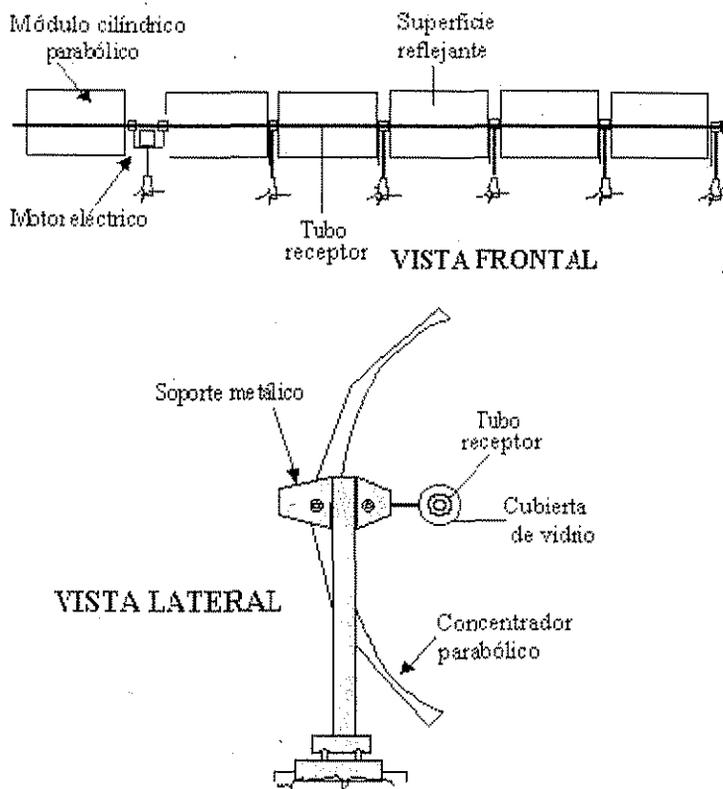


Figura 1. Sistema de concentración solar, tipo canal parabólico

El sistema para generación directa de vapor (figura 1) consiste en un arreglo de concentradores de canal parabólico con superficie reflectiva, cuya función es reflejar y concentrar la luz solar (irradiancia solar directa) a un tubo metálico con recubrimiento de una superficie selectiva absorbidora color negro; está ubicado en la línea focal del concentrador y se conoce con el nombre de receptor, siendo el elemento del sistema donde la irradiancia solar se absorbe y se convierte en energía térmica; en él se incluye una cubierta de vidrio pyrex con características ópticas especiales, para evitar pérdidas térmicas al ambiente cuando el receptor es calentado por efecto de la concentración de la irradiancia solar; los tubos están colocados concéntricamente el uno con respecto al otro. Un sistema de seguimiento mantiene el tubo en la línea focal durante el día a través de seguir el movimiento aparente del Sol.

Son también parte del sistema de concentración para la generación directa de vapor un equipo de bombeo, el cual transporta la energía térmica del agua desde los tubos receptores, válvulas para el control de flujo del fluido y medidores de temperatura y presión.

### 1.3 Descripción del proceso de generación directa de vapor

El proceso de generación directa de vapor en un concentrador de canal parabólico, se esquematiza en la figura 2, donde se observa el corte longitudinal de un tubo receptor, en el que un flujo de agua se convierte en vapor mientras circula a través de él. Sobre la pared exterior del tubo incide un flujo concentrado de irradiancia solar directa. Conforme la temperatura de la pared del receptor aumenta, la energía solar absorbida se transfiere al flujo de agua.

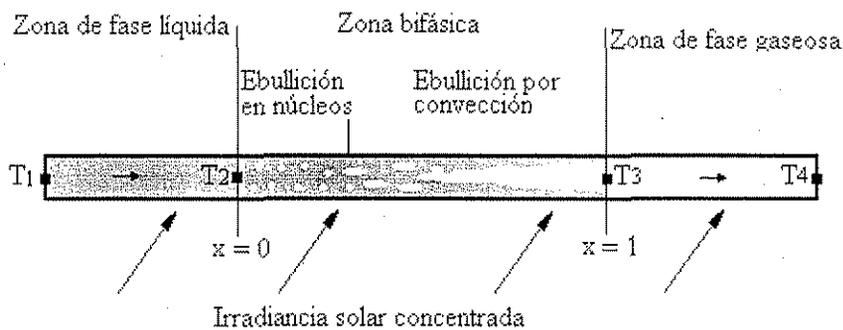


Figura 2. Proceso de generación directa de vapor en el tubo receptor

Asumiendo que el flujo de irradiancia sobre la superficie del tubo es uniforme, y que en el interior de éste se tiene una presión subcrítica constante a lo largo de toda su longitud, el tubo receptor puede dividirse en tres zonas para su análisis [Mandal y Mandal, 1994; Ray, 1981].

La parte que interesa en este trabajo corresponde únicamente a la zona bifásica donde es posible la aparición del flujo estratificado; no obstante, el análisis de las zonas que mantienen una sola fase, son un antecedente no menos importante que los anteriores, sobre todo para establecer las propiedades termohidráulicas antes y después de la formación del flujo bifásico.

En la primera zona, el flujo de agua líquida subenfriada entra al receptor con una temperatura inicial  $T_1$ . Conforme el agua avanza, su temperatura se incrementa hasta alcanzar el nivel de saturación, la cual se indica como  $T_2$ . En esta zona se tendría un proceso de convección forzada de una sola fase, donde el coeficiente de transferencia de calor sería casi constante. En el caso de que el flujo de calor sobre el receptor fuera alto, la nucleación de burbujas podría presentarse en esta primera zona de fase líquida. Así, debido a que la temperatura del flujo de agua todavía sería menor a la de saturación, la ebullición subenfriada del agua líquida ocurriría antes del punto marcado como de calidad termodinámica igual a cero. De esta forma, la ebullición subenfriada, junto con la convección forzada de la fase líquida, provocarían el incremento de la temperatura del flujo de agua. En este caso, el coeficiente de transferencia de calor se incrementaría debido a la ebullición subenfriada, conforme la masa del fluido se aproxime a su temperatura de saturación [Whalley, 1987].

La segunda zona en el receptor corresponde a la del flujo bifásico originado por el cambio de fase que experimenta el agua. Aquí se tendría el proceso de ebullición saturada, donde la ebullición nucleada y los efectos de convección forzada, provocarían una alta transferencia de calor. La generación de vapor en esta zona sería inicialmente por nucleación en la pared del tubo, sin embargo, en caso de que el flujo de calor fuera bajo, la temperatura de la pared podría ser insuficiente para provocar la nucleación y el líquido sufriría un sobrecalentamiento considerable antes de que cualquier vapor se formara, de manera que la nucleación se retardaría hasta después del punto de calidad termodinámica igual a cero [Kakaç y Mayinger, 1977].

Con el inicio de la ebullición nucleada se comenzaría a desarrollar el régimen de flujo de burbuja en el absorbedor. En esta situación, conforme el flujo de agua circule por el tubo, la generación de vapor no solamente se tendría en los sitios de nucleación, sino también se presentaría por evaporación directa desde las interfases, provocando se aumentara la calidad del vapor. De esta forma, en el flujo de la mezcla líquido-vapor se desarrollarían diferentes regímenes (flujo de burbujas, flujo estratificado, flujo intermitente, etc.), cambiando de uno a otro conforme la calidad del vapor se incrementara.

En esta segunda zona, al principio la temperatura de la pared sería suficiente para provocar la nucleación de burbujas en la pared del tubo; no obstante, al aumentar la calidad del vapor, la temperatura de la pared tendería a disminuir debido a la transferencia de calor mejorada. En este

caso la transferencia de calor en la interfase aumentaría en importancia con respecto a la transferencia de calor por ebullición nucleada. Así, al seguir disminuyendo la temperatura de la pared, se llegaría a un punto en el que ésta no sería lo suficientemente alta para mantener activos los sitios de nucleación, razón por la cual la nucleación de burbujas se suspendería y el proceso de ebullición se volvería convectivo [Kakaç y Mayinger, 1977; Whalley, 1987].

Al presentarse esta última situación, la calidad del vapor sería tal que el patrón de flujo cambiaría hasta llegar al régimen de flujo anular. Aunque algunas burbujas probablemente todavía se formarían en la pared del tubo, la mayor parte del cambio de fase se presentaría por evaporación en la interfase líquido-vapor, como resultado de la conducción de calor a través de la película de líquido. En este régimen de flujo anular, el coeficiente de transferencia de calor aumentaría rápidamente conforme la película de líquido se volviera más delgada debido a la evaporación; a pesar de ello, al continuar el incremento de la calidad del vapor, se llegaría a un punto en el que la película de líquido desapareciera, provocando que el coeficiente de transferencia de calor decreciera rápidamente hacia su valor correspondiente a vapor puro. Dicha situación se conoce como crisis de ebullición. En tubos horizontales, primero ocurre en la parte alta de la pared del tubo (al secarse la película de líquido), mientras la parte baja de la pared permanece húmeda [Kattan et al, 1998a]. De esta forma, la crisis de ebullición se presenta por la transición del régimen del flujo anular al de flujo anular con secado parcial de la pared del tubo (flujo semianular).

En esta segunda zona del receptor se presentarían la ebullición nucleada y la ebullición convectiva del agua. En un principio, el valor del coeficiente de transferencia de calor dependería de las contribuciones de la ebullición nucleada y de la ebullición convectiva. Al volverse dominante la ebullición convectiva, el coeficiente de transferencia de calor aumentaría conforme la calidad del vapor. Así, el coeficiente alcanzaría su valor máximo a una alta calidad del vapor, punto en el que la pared del tubo todavía se encuentra completamente húmeda. La calidad del vapor en la que se tendrá el coeficiente de transferencia de calor máximo dependerá del flujo local de calor y de la velocidad de la masa de agua [Kattan et al, 1998c].

Al continuar el incremento de la calidad del vapor el coeficiente de transferencia de calor disminuye después de alcanzar su valor máximo, debido a que se iniciaría el secado parcial de la parte alta de la pared del tubo. De esta forma, el coeficiente de transferencia de calor decrecería

rápido al incrementarse la calidad del vapor. Así, en la última parte de esta segunda zona, el valor del coeficiente de transferencia de calor dependería de la configuración del régimen de flujo dentro del tubo, es decir, de que proporción de la pared del tubo se encuentre seca [Kattan et al, 1998b].

Al llegar a la tercer zona del receptor, el flujo de agua se habrá evaporado completamente. Al inicio de esta zona, todavía podrá tenerse un flujo de gotas de líquido dispersas en el flujo de vapor, las cuales se evaporarán después del punto indicado como de calidad termodinámica igual a uno.

En la tercera zona del tubo, nuevamente se tendrá un régimen de convección forzada de una sola fase, en donde el coeficiente de transferencia de calor será relativamente bajo y alta la temperatura de la pared del tubo. El flujo de vapor entrará en esta última zona a una temperatura  $T_3$  igual a la de saturación ( $T_2 = T_3$ ), y será sobrecalentado hasta alcanzar una temperatura  $T_4$  a la salida del tubo receptor [Mandal y Mandal, 1994].

Debido al cambio constante en el flujo de irradiancia solar durante el día, y manteniendo el mismo flujo de agua, la longitud de cada una de las zonas anteriores en el receptor, podrá variar con el tiempo, en razón del aumento o disminución de la cantidad de calor que se transfiere al fluido.

#### **1.4 Proyectos de generación directa de vapor**

Las plantas de potencia solar-térmico basadas en concentradores de canal parabólico son la tecnología más próspera para generación de electricidad, lo cual han demostrado las plantas SEGS en California. La generación directa de vapor en tubos absorbedores se vislumbra como una alternativa prometedora para hacer competitiva esta tecnología. La sustitución del aceite por generación directa de vapor, resulta en una más baja inversión y costos de operación, así como en una reducción de los riesgos ambientales y peligros de incendio en caso de fugas. Simultáneamente, el funcionamiento puede mejorarse al evitar pérdidas termodinámicas asociadas con el intercambiador de calor aceite-agua/vapor de las plantas SEGS, y en combinación con mejoras posteriores del campo de concentración, se prevé lograr una reducción

del 30% en costos de electricidad [Zarza et al, 1997]. Además sería factible elevar la temperatura de trabajo y con ello la eficiencia termodinámica, ya que no existe la limitante como en los aceites.

Tomando en consideración esta ventaja, un grupo de patrocinadores alemanes y españoles, con el respaldo financiero de la Comisión Europea del Programa, JOULE, comenzó en 1996 el proyecto DISS, programa dirigido al desarrollo de una nueva generación de plantas de potencia solar-térmico con concentradores de canal parabólico [Zarza. et al, 2001].

Las mejoras esperadas para las plantas de potencia solar-térmico se basan en tres factores principales:

1. Desarrollo e implementación de componentes para concentradores de canal parabólico (ejemplo, nuevos tubos absorbedores más económicos con excelentes propiedades térmicas y ópticas, sistemas de seguimiento solar más baratos, mejores espejos, etc.).
2. Desarrollo de procesos de generación directa de vapor para eliminar el aceite usado en las actuales plantas solar-térmico. Puesto que el proceso de generación directa de vapor es una vía promisorio para incrementar la eficiencia global de plantas de potencia solar-térmico con canal parabólico, el desarrollo de esta nueva tecnología se definió como el objetivo principal del proyecto DISS.
3. Optimización del diseño y procesos de toda la planta para lograr un mejor acoplamiento entre el campo solar y el sistema de potencia.

#### 1.4.1 Laboratorio de pruebas Diss PSA

Durante la primera fase del proyecto DISS (1996-1998), un laboratorio de pruebas de tamaño real se diseñó y construyó en la Plataforma Solar de Almería (PSA), resultando el centro de investigación en energía solar más grande de Europa, acondicionado para experimentar tres procesos básicos de generación directa de vapor (flujo continuo, recirculación e inyección), bajo condiciones reales de irradiancia solar y generación de vapor; con la finalidad de encontrar cuál

será la mejor opción para una planta comercial y obtener así la experiencia para el diseño de futuras plantas de potencia, basadas en GDV con flujo anular en dos fases [Zarza et al, 2001].

El laboratorio está compuesto por dos subsistemas: el campo solar y el compensador de la planta. El campo solar convierte la irradiancia solar directa en vapor sobrecalentado, mientras que el compensador de planta condensa este vapor sobrecalentado y lo regresa a la entrada del campo solar.

El campo solar se compone de una línea de 11 concentradores de canal parabólico con orientación norte-sur conectados en serie, con una longitud total de 550 m y 3,000 m<sup>2</sup> de espejos. Cada concentrador tiene cuatro módulos de canal parabólico, con excepción de los concentradores 9 y 10, los cuales tienen sólo dos. Cada módulo posee una apertura de 12 m y una longitud de 5.57 m con longitud focal de 1.71 m. La relación entre diámetro interno y externo del tubo absorbedor es de 50/70 mm.

La línea de concentradores está dividida en dos secciones por un separador de agua/vapor.

Sección de evaporación de agua. Los primeros nueve concentradores de la línea donde el agua alimentada se precalienta y se convierte en vapor saturado. Su eje de seguimiento solar puede colocarse horizontal o inclinado en 2° o 4° para estudiar la influencia de la inclinación sobre el patrón de flujo bifásico.

Sección de sobrecalentamiento del vapor. Formada por los dos últimos concentradores en la línea donde el vapor saturado derivado de la sección de evaporación es sobrecalentado.

Las características termodinámicas de los tres principales modos de operación del laboratorio solar, son:

	Entrada al campo solar	Salida del campo solar
Modo 1:	agua a 40 bar/210°C	vapor a 30 bar/300°C
Modo 2:	agua a 68 bar/270°C	vapor a 60 bar/350°C
Modo 3:	agua a 108 bar/300°C	vapor a 100 bar/375°C

En el compensador de planta, el vapor sobrecalentado generado por el campo solar al penetrar en un condensador a base de aire, se convierte en agua de alimentación que es bombeada a la entrada del campo solar y al sistema de inyección de agua en un circuito cerrado. El compensador de planta contiene también un desareador y un equipo de dosificación química. El sistema de recirculación de agua consiste de un separador de agua/vapor y una bomba que recircula el agua al separador a la entrada del campo solar.

Existen inyectores de agua en el campo solar que facilitan la operación del sistema en cualquiera de los tres procesos básicos de generación directa de vapor: circulación continua, inyección y recirculación. Todos los componentes del laboratorio DISS se diseñaron para operación flexible, así que pueden instalarse en cualquiera de los tres esquemas de los procesos básicos de generación directa de vapor. La figura 3 muestra los esquemas básicos para cada proceso.

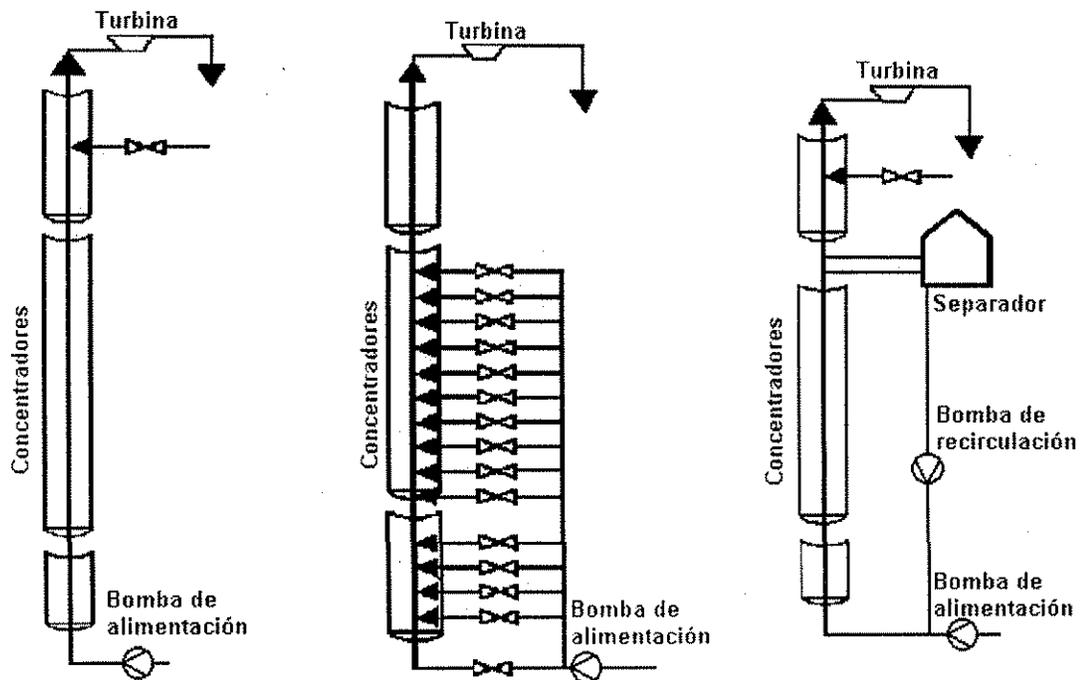


Figura 3. Esquema de los procesos básicos para la GDV del proyecto DISS [Herrmann y Lippke, 1998]

El laboratorio de pruebas DISS de la PSA estuvo en operación por más de 2,000 horas de enero de 1999 a octubre del 2000. A pesar de los problemas técnicos durante este período, muchas pruebas se han realizado y se ha ganado en experiencia. Estas pruebas continuaron hasta agosto

del 2001. Es importante mencionar que los problemas principales no se presentaron en los procesos mismos de la generación directa de vapor, sino en el equipo convencional periférico utilizado durante los procesos (termopares instalados en los tubos absorbedores, bomba de recirculación de agua y en tarjetas electrónicas), y siempre se trabajó con flujo anular en dos fases.

#### 1.4.2 Proyectos de tecnologías con canal parabólico para desarrollarse en un futuro

##### **Grecia**

En la isla de Creta el capital privado fundó “Millenium Solar”. Junto con fuertes patrocinadores industriales griegos y europeos, se estableció el primer proyecto solar térmico a través de la compañía THESEUS, S.A., y han propuesto la licitación de una planta de potencia solar-térmico de 52 MWe con 300,000 m<sup>2</sup> del campo de concentradores de canal parabólico, el cual suministrará electricidad sólo con energía solar a la red eléctrica de la isla de Creta.

##### **España**

Dentro del programa español de promoción de energías renovables, y con los incentivos que el gobierno ha otorgado para la generación de electricidad con plantas de potencia solar térmico, se tiene como objetivo de aquí al año 2010 la instalación de plantas termosolares con capacidad de 200 MW. Actualmente los proyectos en desarrollo son [[www.solarpaces.org](http://www.solarpaces.org)]:

EuroSEGS: Una planta termosolar de 15 MWe haciendo uso de la tecnologías de canal parabólico LS-2 y Duke, será instalada en Montes de Cierzo próximo a Pamplona, a cargo del grupo español EHN y la compañía DukeSolar.

AndaSol: Consistirá en una planta termosolar de 50 MWe con almacenamiento térmico para 9 horas y 549 360 m<sup>2</sup> de canal parabólico Eurotrough, el sistema se ubicará en la región de Andalucía, España.

Además se desarrollarán, dos proyectos de investigación en conjunto con los miembros de la Comunidad Europea usando nuevas tecnologías de canal parabólico, Euro Trough II y INDITEP. El primero es una continuación del proyecto Euro Trough con el objetivo principal de reducir

costos de instalación inferiores a 200 Euros/m<sup>2</sup> y aumentar la longitud del concentrador solar de 100 m a 150 m. El segundo es la continuación del proyecto DISS II, sus principales propuestas son componentes para la generación de vapor sobrecalentado con temperatura de operación del vapor de 500°C, así como el diseño conceptual de un sistema de canal parabólico de 5 MW [Schild, 2002].

Estados Unidos de Norte América

Políticas de energía limpia y renovable han revivido el interés de importantes firmas industriales como Bechtel, Boeing, Duke Solar e Industrial Solar Technology para un desarrollo adicional de tecnologías de potencia solar térmico.

#### 1.4.3 Financiamiento para tecnologías de plantas termosolares con canal parabólico

Algunos de los principales patrocinadores mundiales en energía, como el World Bank Group, el Kreditanstalt für Wiederaufbau (KfW, de Alemania) y el European Investment Bank (EIB), están convencidos de las promesas ambientales y perspectivas económicas de las tecnologías de potencia solar-térmico; por ejemplo, en la primavera de 2000, el Consejo de la Oficina Mundial del Medioambiente (GEF, por sus siglas en inglés) aprobó un financiamiento para los primeros proyectos solar-térmico en Egipto, India, México y Marruecos por aproximadamente US\$200 millones en total.

Por otro lado, las actuales necesidades de mercado requieren que la tecnología de potencia solar-térmico sea competitiva, lo cual se puede lograr haciendo que pequeños campos solares se integren en plantas de ciclo combinado, con combustible a base de carbón, diesel o gas natural. Las inversiones adicionales serán del orden de US\$ 400 a 1.500 por kW instalado, alcanzando con base en la carga de operación una participación solar superior al 10%. Con el incremento en el precio de los combustibles fósiles, incentivos por la disminución de emisión de CO<sub>2</sub> al ambiente, y reducción de los costos de la tecnología solar, la parte solar puede incrementarse hasta en 50% y aún más cuando sistemas solares se integren a centrales eléctricas a base de carbón o diesel.[Geyer y Quaschnig, 2000].

La Oficina Mundial del Medioambiente, tiene por objetivo reducir emisiones de gases de invernadero mediante incrementar la participación en el mercado de tecnologías en energía, con baja emisión de estos gases para aplicaciones específicas. Dentro de sus tareas los gobiernos de los siguientes países han considerado el financiamiento para proyectos en plantas de potencia de ciclo combinado, empleando concentradores de canal parabólico y plantas de potencia con generación directa de vapor [Geyer y Quaschnig, 2000].

#### Egipto

GEF estima aplicar un financiamiento en Egipto para adicionar un campo de concentradores de canal parabólico de 200,000 a 500,000 m<sup>2</sup> para un nuevo proyecto de ciclo combinado a gas natural en Kuraymat, que actualmente se encuentra en el proceso de requisición.

#### India

GEF piensa aplicar en la India un financiamiento para adicionar un campo de canal parabólico de 200, 000 m<sup>2</sup> a un proyecto de una planta de ciclo combinado de 135 MWe con nafta como combustible, instalada en Mathania, Rajasthan. La KfW de Alemania ha ofrecido prestar US\$45 millones para este proyecto, en lo cual GEF tiene asignado US\$45 millones. La preparación de los términos de referencia ya se han tratado.

#### Irán

Irán tiene contratado con sus propios fondos nacionales un estudio de factibilidad para la implementación de una planta de ciclo combinado a gas natural, con un campo de concentradores de canal parabólico con un área de 200,000 a 400,000 m<sup>2</sup> en el desierto de Yazd.

#### México

GEF a través del Banco Mundial, planea un financiamiento de US\$ 49.35 millones para implementar un campo de concentradores de canal parabólico con capacidad igual o mayor a 25 MWe a una central de ciclo combinado de gas natural con capacidad entre 198 y 242 MWe. Esta central generadora se construirá en las áreas desérticas del norte de México, cerca de Mexicali (Río Colorado) y se ofrecerá a inversionistas privados como un proyecto de potencia independiente. Las bases de licitación ya han sido presentadas [[www.compranet.gob.mx](http://www.compranet.gob.mx)].

Marruecos

Para Marruecos, GEF tiene un financiamiento para instalar un campo de concentradores de canal parabólico con un área de 100.000 a 500,000 m<sup>2</sup>, se acoplará a una planta de ciclo combinado de gas natural cercana a la línea de gas que conecta Argelia con España; dicho sistema se ofrecerá a inversionistas privados como un proyecto de potencia independiente. La preparación de los términos de referencia comenzaron a finales del 2000.

El mayor impedimento para la implementación de electricidad solar son los costos de inversión relativamente altos del sistema de concentración solar. La disponibilidad de la potencia solar-térmica se restringe por las fluctuaciones naturales de la fuente de energía. A primera vista, esto parece limitar severamente la posibilidad de generar potencia rentable con cargas pico, y bajos costos de generación de potencia con carga base. Finalmente, un hecho importante es la confiabilidad de las plantas, la cual depende principalmente de su nivel de desarrollo tecnológico. Dos aspectos importantes de carácter técnico deben considerarse para aumentar la confiabilidad de estas plantas durante el suministro de energía eléctrica:

El primero es la hibridación de las plantas de potencia solar con sistemas de respaldo a base de combustibles fósiles. Un sistema de este tipo permite compensar las fluctuaciones de entrada de la energía solar y la operación en horarios sin disponibilidad de energía solar, aumentando las horas de carga anual (factor de capacidad) y la disponibilidad de potencia a más de 800 horas anuales. En este caso, combustibles como el gas natural o el diésel se usan como fuente de energía adicional para completar la energía de salida deseada de la planta.

El segundo aspecto es la integración de un sistema de almacenamiento de energía en la planta solar. En combinación con un aumento del área del campo de concentración solar, un almacén permite un incremento anual en las horas de operación por medio de energía solar que además compensa fluctuaciones de corto tiempo en la disposición de la energía solar. Actualmente se realizan estudios con fluidos con sales eutécticas con nitratos, como fluido de transferencia de calor y como fluido para almacenar energía [Kerney y Herrmann, 2001].

Posiblemente, el alto costo de inversión específico de las instalaciones solares será de menor problema en el futuro si la capacidad de producción de los componentes solares se incrementa y si los costos de combustible se elevan.

## 1.5 Regímenes de flujo

Por otro lado, algo que es primordial para el diseño o selección de receptores para concentradores de canal parabólico son los regímenes o regímenes de flujo bifásico, definidos por la configuración geométrica que adoptan las dos fases en un flujo líquido-gas; siendo de burbuja, estratificado, ondulado, intermitente (flujo bala o tapón) y anular los diferentes regímenes de flujo encontrados en sistemas de doble fase en tubos horizontales (figura 4), los cuales se desarrollan conforme se incrementa la calidad gradualmente desde cero [Whalley, 1996]:

1. Flujo de burbuja, en el cual las burbujas de gas tienden a fluir en la parte superior del tubo.
2. Flujo bala, en el cual pequeñas burbujas de gas han colapsado para producir grandes balas.
3. Flujo estratificado, en el cual la interfase gas-líquido es lisa, este patrón de flujo usualmente no ocurre; la interfase es casi siempre ondeante como en el flujo de onda.
4. Flujo onda, en este flujo la amplitud de onda incrementa conforme la velocidad del gas aumenta.
5. Flujo tapón, en el cual la amplitud de onda es tan larga que la onda toca la parte superior del tubo.
6. Flujo anular, el líquido viaja parcialmente como una película anular sobre paredes del tubo, y parcialmente como pequeñas gotas distribuidas en el gas, el cual fluye en el centro del tubo; la película del líquido anular es mucho más delgada en la parte superior que en la parte inferior del tubo.

TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN

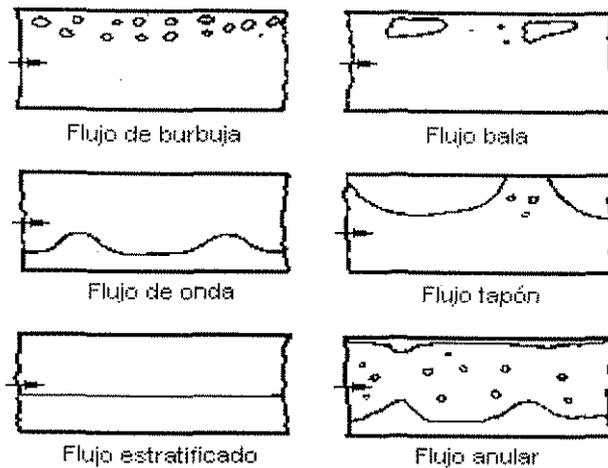


Figura 4. Regímenes de flujo

Los flujos de agua y vapor se caracterizan por los diferentes coeficientes de transferencia de calor; diversos regímenes de flujo causan diferentes perfiles de temperatura en la pared en una sección transversal. Si la pared se humedece uniformemente, la transferencia de calor es muy buena y la diferencia de temperaturas sobre la sección transversal es pequeña; sin embargo, si la pared del tubo no se humedece completamente por la fase líquida, surgen localmente gradientes térmicos en la pared del tubo.

### 1.5.1 Flujo estratificado

El régimen de flujo estratificado es uno de los más críticos durante la GDV, al generar altas diferencias en el valor de los coeficientes de transferencia de calor entre la pared del tubo receptor y cada una de las fases líquida y gas del agua que circula a través de él, sometiéndolo a grandes esfuerzos térmicos. Los flujos de burbuja, intermitente y anular, no causan esfuerzos térmicos ya que aseguran suficiente humedad en toda la superficie interna del tubo [Goebel, 1999], [Ginoux, 1978]. Es deseable trabajar con estos flujos; no obstante, debido a las condiciones de bajo gasto de vapor en plantas termosolares de baja potencia (1 a 60 kWe) es importante conocer a fondo el comportamiento del flujo estratificado. Debe señalarse que en plantas de mayor potencia, las inestabilidades provocadas por el flujo estratificado podrían

ocurrir como transitorios debido a nubosidad, a burbujas de aire en el sistema, o algún otro fenómeno que no haya sido contemplado todavía.

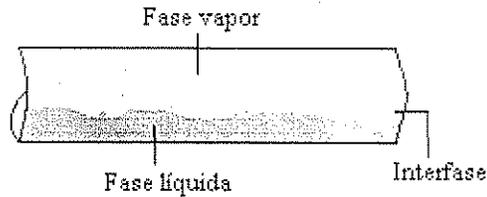


Figura 5. Flujo estratificado

Un flujo bifásico líquido-vapor en tuberías horizontales de 25.4 mm de diámetro con velocidades de fase líquida  $\leq 0.15$  m/s, y de la fase vapor entre 0.15 y 3.05 m/s [Baker, 1954] a través de tubos calentados, tiende a la estratificación de capas de agua y vapor. En este caso el vapor de agua fluye por la parte superior de la pared interna del tubo y el líquido por la parte inferior; se considera que la superficie del líquido es relativamente uniforme (figura 5). Cuando la fase de vapor se sobrecalienta a pesar de que aún existe una película de líquido en el fondo del tubo, el desbalance térmico de las fases pronto aparece con muy baja calidad del vapor. Después de que ocurre la estratificación, el desbalance se incrementa ya que por acción de la gravedad, sólo la capa inferior del vapor en contacto con la superficie líquida de agua (interfase líquido-vapor) contiene gotas, evitando que se humedezca la parte superior de la pared del tubo.

## Capítulo II

### 2 METODOLOGÍA

Se ha estudiado el proceso de GDV en tuberías horizontales con concentradores de canal parabólico, y los posibles regímenes de flujo formados por las condiciones termohidráulicas que prevalecen durante la generación de vapor. Se sabe que el régimen de flujo más complicado por la configuración que adoptan las dos fases en la sección transversal del tubo y a la diferencia en su coeficiente de transferencia de calor, con la influencia del flujo de calor a través de la pared del receptor, es el flujo bifásico estratificado.

De acuerdo con el flujo másico alimentado y a la calidad del vapor, existe un intervalo de velocidades de la fase líquida y uno de velocidades de la fase vapor, que mantienen el régimen de flujo bifásico estratificado en una tubería horizontal de un diámetro determinado. Una parte del área de la sección transversal del tubo la ocupa la fase líquida, y la otra por la fase vapor, quedando una parte de la superficie interna del tubo en contacto con el líquido y la restante con el vapor.

Si se fijan valores a los parámetros anteriores manteniendo el régimen estratificado, la fase líquida adopta un valor en el coeficiente de transferencia de calor de 7 a 15 veces el valor del coeficiente de la fase vapor [Goebel y Hennecke, 1996]. Esto hace que la transferencia de calor entre la pared del tubo y el líquido sea mucho mayor que la transferencia de calor entre la pared y el vapor, conduciendo a formar gradientes de temperatura en dirección acimutal en la pared. Si se considera ahora la influencia de la irradiancia solar calentando el tubo receptor, el gradiente se hace más grande; mientras mayor sea el gradiente térmico mayor es la deflexión en el receptor. De esta forma, resulta importante el conocimiento de las temperaturas en la periferia del tubo, bajo la presencia del flujo bifásico estratificado.

El máximo gradiente térmico se obtiene cuando repentinamente se forman las dos fases (líquido-vapor); ocurre durante el proceso de GDV cuando inicialmente el tubo receptor se calienta con aire estático en su interior y repentinamente se alimenta agua; lo anterior origina un enfriamiento brusco de la parte inferior del receptor que tiene contacto con la fase líquida, y a un enfriamiento lento de la parte superior del receptor en contacto con el vapor, formando un gradiente de

temperatura muy alto entre la parte inferior y la superior del receptor. Otra forma de generar ambas fases de manera repentina, se logra cuando el receptor expuesto a la irradiancia solar con agua circulando a través de él, se presenta una nube durante un tiempo relativamente corto, por ejemplo, cercano a 5 minutos; esto hace que sólo circule por el receptor agua caliente con baja evaporación y con calidad de vapor también baja. En el momento que nuevamente es irradiado el receptor, se genera una evaporación súbita formándose un gradiente muy alto.

Las dos formas anteriores que describen la formación de la fase líquida y la fase de vapor simultáneamente así como los efectos que ocasionan en el receptor, principalmente la deflexión del mismo; se le llama transitorio.

La solución al problema de la deflexión transitoria de los tubos receptores fue estudiada desarrollando un modelo de simulación matemática, lo cual básicamente constituye la parte teórica. La experimental consiste en trabajar en la generación de vapor en una planta termosolar de baja potencia debidamente instrumentada, probando los tubos receptores bajo diversas condiciones de operación.

## 2.1 Estudio teórico

### 2.1.1 Conducción de calor en la pared bimetálica

Con la finalidad de obtener la distribución de temperaturas en la periferia de diferentes receptores y poder seleccionar el más idóneo para la GDV con bajos flujos másicos, se parte de la ecuación de conducción de calor para la dirección radial y azimutal, ecuación 1. La dirección axial se desprecia bajo la siguiente consideración, conforme el agua avanza a través del tubo en esa dirección, va calentándose y evaporándose, cada vez es menor la masa de la fase líquida a mayor temperatura; de tal forma que las condiciones termohidráulicas ya no se cumplen como para provocar en la pared inferior del receptor la contracción, así como la deflexión térmica.

$$k \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + k \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + k \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 T}{\partial \phi^2} = 0 \quad (1)$$

Para establecer las condiciones de frontera se considera la configuración adoptada por el flujo bifásico estratificado a través del receptor, la distribución de flujo de calor, y la influencia de la corriente de aire en la pared externa del receptor, es decir: para un nodo en la frontera externa deberá considerarse la acción del flujo de calor  $q''$  y del coeficiente convectivo,  $h_a$ , a la temperatura,  $T_a$ ; para esta última consideración, las pérdidas de calor por convección se reducen en gran medida por el uso de la envolvente de vidrio y solo oscilan alrededor del 4% de la ganancia de calor; por su parte las pérdidas de calor por radiación son aun menores, debido a la baja emisividad ( $\varepsilon = 0.3$ ) de la superficie selectiva del receptor por lo que en este análisis se desprecian. Para un nodo en la frontera interna habrá que considerar la acción del coeficiente convectivo,  $h_f$ , para el agua en fase líquida, o  $h_g$ , para el agua en fase vapor.

Con irradiancia en la parte lateral del receptor

$$-k \frac{\partial T}{\partial r} = q'' - h_a(T_a - T_p) \quad \text{en} \quad r = r_4, 0^\circ \leq \Delta\phi \leq 180^\circ \quad (2a)$$

$$-k \frac{\partial T}{\partial r} = h_a(T_a - T_p) \quad \text{en} \quad r = r_4, 180^\circ \leq \Delta\phi \leq 360^\circ \quad (3a)$$

Con irradiancia en la parte inferior del receptor

$$-k \frac{\partial T}{\partial r} = q'' - h_a(T_a - T_p) \quad \text{en} \quad r = r_4, 90^\circ \leq \Delta\phi \leq 270^\circ \quad (2b)$$

$$-k \frac{\partial T}{\partial r} = h_a(T_a - T_p) \quad \text{en} \quad r = r_4, 270^\circ \leq \Delta\phi \leq 360^\circ \text{ y } 0^\circ \leq \Delta\phi \leq 90^\circ \quad (3b)$$

$$-k \frac{\partial T}{\partial r} = 0 \quad \text{en} \quad r = r_4, 180^\circ \leq \Delta\phi \leq 360^\circ \quad [\text{para una frontera adiabática, cuando la irradiancia incide en la parte lateral del receptor}] \quad (4)$$

$$-k \frac{\partial T}{\partial r} = h_f(T_f - T_p) \quad \text{en} \quad r = r_1, 180^\circ + \theta \leq \Delta\phi \leq 180^\circ - \theta \quad (5)$$

$$-k \frac{\partial T}{\partial r} = h_g(T_g - T_p) \quad \text{en} \quad r = r_1, 180^\circ + \theta \leq \Delta\phi \leq 180^\circ - \theta \quad (6)$$

Adicionalmente se hace la consideración:  $k = (k_{Fe} + k_{Cu})/2$  en  $r = r_3$

Una consideración más que puede o no establecerse en el modelo matemático, es la de la pared adiabática; es decir, en la solución numérica se tomará como pared adiabática aquella zona del tubo que por efecto de la cubierta de vidrio y el espacio vacío entre la pared externa del receptor y la cubierta, la transferencia de calor desde el receptor al ambiente sea despreciable; además, por la propia relación geométrica entre el concentrador y el receptor, sea una zona donde no haya incidencia de irradiancia solar. la condición de frontera representada por la ecuación 4 establece una pared adiabática en la dirección  $\phi$  entre  $180^\circ \leq \Delta\phi \leq 360^\circ$ . que con base en la figura 6 corresponde a la mitad de la pared del tubo, donde no hay incidencia del flujo de calor.

En la práctica se logra cuando el receptor es envuelto con una cubierta de vidrio transparente, y en el desarrollo del modelo matemático se ha considerado así.

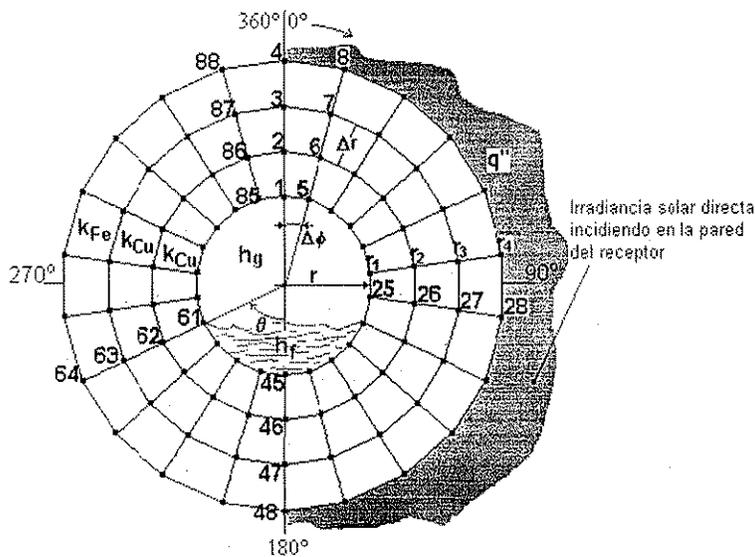


Figura 6. Configuración del receptor cobre-acero con flujo bifásico estratificado, flujo de calor lateral y parámetros de interés en el desarrollo del modelo teórico

### 2.1.2 Coeficientes de transferencia de calor en el receptor bimetálico

En la sección anterior las condiciones de frontera establecidas para determinar las temperaturas en la periferia del receptor, requieren del conocimiento de los coeficientes de transferencia de calor entre la superficie externa del receptor y el aire ambiente  $h_a$ , y entre la superficie interna y las fases líquida y vapor,  $h_f$  y  $h_g$  respectivamente. El primero se determina aplicando las ecuaciones 7 y 8 [Bejan, 1995]; considerando las siguientes simplificaciones:

- La velocidad de la corriente de aire es uniforme
- La temperatura de la corriente de aire es igual a la temperatura ambiente
- La temperatura de la superficie del tubo receptor,  $T_{st}$ , se toma como el promedio de las temperaturas acimutal del receptor

$$Nu = 0.3 + \left[ \frac{0.62 Re^{1/2} Pr^{1/3}}{1 + (0.4/Pr)^{2/3}} \right]^{1/4} \left[ 1 + \left( \frac{Re}{282,000} \right)^{5/8} \right]^{4/5} \quad (7)$$

$$h_a = \frac{Nu}{D_{cr}} k_a \quad (8)$$

Los coeficientes de transferencia de calor  $h_f$  y  $h_g$  se determinan a partir de las condiciones termohidráulicas del fluido y de la sección transversal que adopten cada una de las fases dentro del receptor, figura 7. El proceso de cálculo de los coeficientes se describe a continuación: pero antes se establece como datos básicos: la presión ( $p$ ) y temperatura ( $T$ ) de saturación de la mezcla bifásica, el diámetro ( $D_i$ ) o el área de la sección transversal del receptor y el flujo másico de la mezcla ( $\dot{m}$ )

1. Con el valor de la temperatura y presión se determina el volumen específico del líquido ( $v_f$ ) y del vapor ( $v_g$ ).
2. Para diferentes valores de velocidad de la fase vapor ( $u_g$ ) propuestos, se determinan los valores correspondientes de la velocidad de la fase líquida ( $u_f$ ) mediante la ecuación:

$$u_f = \frac{(1-x)\dot{m}v_f}{\pi r_i^2 - \frac{x\dot{m}v_g}{u_g}} \quad \text{para una calidad (x) establecida} \quad (9)$$

3. Se calcula el área de la sección transversal que ocupa la fase líquida ( $A_f$ ), (figura 8)

$$A_f = \frac{(1-x)\dot{m}v_f}{u_f} \quad \text{para una calidad (x) establecida} \quad (10)$$

4. Al conocer  $A_f$  y  $r_i$  se determina el valor del ángulo de humedad  $\theta$  por iteraciones, utilizando el método de Newton primer orden con las siguientes funciones:

$$f(\theta_i) = \theta_i - \frac{\sin\theta_i \cos\theta_i}{r_i^2} A_f$$

$$f'(\theta_i) = 2\sin\theta_i \cos\theta_i$$

$$\theta_{i+1} = \theta_i - \frac{f(\theta_i)}{f'(\theta_i)} \quad (11)$$

Siendo el valor de  $\theta = [(\theta_{i+1}) * 180/\pi]$ , cuando se cumpla la condición  $abs|\theta_{i+1} - \theta_i| > 0.0001$ .

5. Se determina ahora, la altura del nivel del líquido ( $\delta$ ).

$$\delta = r_i(1 - \cos\theta) \quad (12)$$

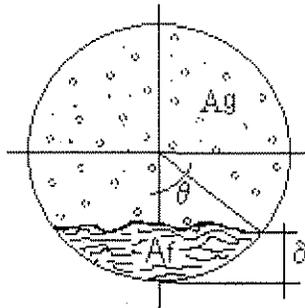


Figura 7 Altura del nivel del líquido y ángulo de humedad

El área transversal de la región de vapor se determina como:

$$A_g = \frac{\pi}{4} d_i^2 - A_f \quad (13)$$

Considerando la altura del nivel del líquido para un flujo másico establecido e introduciendo las propiedades termodinámicas del fluido, se determinan los coeficientes de transferencia de calor para la fase líquida y para la fase vapor.

$$h_f = \frac{Nu_f k_f}{d_{hf}} \quad h_g = \frac{Nu_g k_g}{d_{hg}} \quad (14)$$

$$Nu = \frac{(\xi/8)(Re-1000)Pr}{1+12.7(\xi/8)(Pr^{(2/3)}-1)} \quad (15)$$

$$\xi = (1.82 \log_{10} Re - 1.64)^{-2} \quad (16)$$

Con el número de Reynolds y de Prandtl de la fase líquida y la de vapor, respectivamente.

$$Re_l = \frac{d_{hl} \dot{m}_l}{\mu_l} \quad Re_g = \frac{d_{hg} \dot{m}_g}{\mu_g} \quad (17)$$

$$Pr_l = \frac{\mu_l C_{p_l}}{k_l} \quad Pr_g = \frac{\mu_g C_{p_g}}{k_g} \quad (18)$$

Siendo:

$$d_{hl} = \frac{4A_l}{S_l} \quad d_{hg} = \frac{4A_g}{S_g + S_f} \quad (19)$$

$$S_l = d_i \left[ \pi - \arccos \left( 2 \frac{\delta}{d_i} - 1 \right) \right] \quad S_g = \pi d_i - S_f \quad (20)$$

### 2.1.3 Análisis numérico por diferencias finitas para la transferencia de calor en la pared bimetálica

Para determinar la distribución de temperaturas en la pared de un tubo receptor bimetálico cobre-acero en condiciones de flujo estratificado e irradiancia directa solar incidiendo en la parte inferior o lateral, se desarrolló un programa de simulación con el lenguaje de programación de EXCEL en combinación con el lenguaje de simulación matemática MAT-LAB. Conocer las temperaturas en la periferia del tubo es con la finalidad de establecer bajo qué condiciones de generación directa de vapor, el receptor puede someterse a los máximos esfuerzos de deformación, así como bajo qué condiciones el receptor podría trabajar sin sufrir daño o inestabilidad. El mismo modelo teórico se usó para simulación de las temperaturas para receptores de acero y de cobre, con las respectivas propiedades de cada material.

La configuración de la distribución de la fase líquida y vapor en la sección transversal del tubo receptor, con atención al ángulo de incidencia del flujo de calor en la pared externa del tubo, son aspectos primordiales considerados en el desarrollo del modelo matemático.

Para establecer qué distribución de flujo en la pared externa del tubo se adopta durante las simulaciones numéricas, se analizó la distribución de flujo propuesta por Duffie y Beckman, 1977, y posteriormente se generó la distribución de flujo de calor mediante un análisis estocástico [Valdés et al, 1998], (figura 8a). Esta última se utilizó en la comparación de los resultados teóricos versus resultados experimentales, y se identifica en este trabajo como “irradiancia concentrada”. Posteriormente, para comparar el efecto del tipo de distribución de flujo en el comportamiento térmico de los receptores, se adoptó una distribución de flujo homogénea en la pared del tubo receptor; en lo que sigue, a este tipo de distribución de flujo de calor se le llamará “irradiancia homogénea”. La figura 8b muestra la distribución homogénea del flujo de calor en la pared del receptor, y la distribución del flujo bifásico en el interior del mismo.

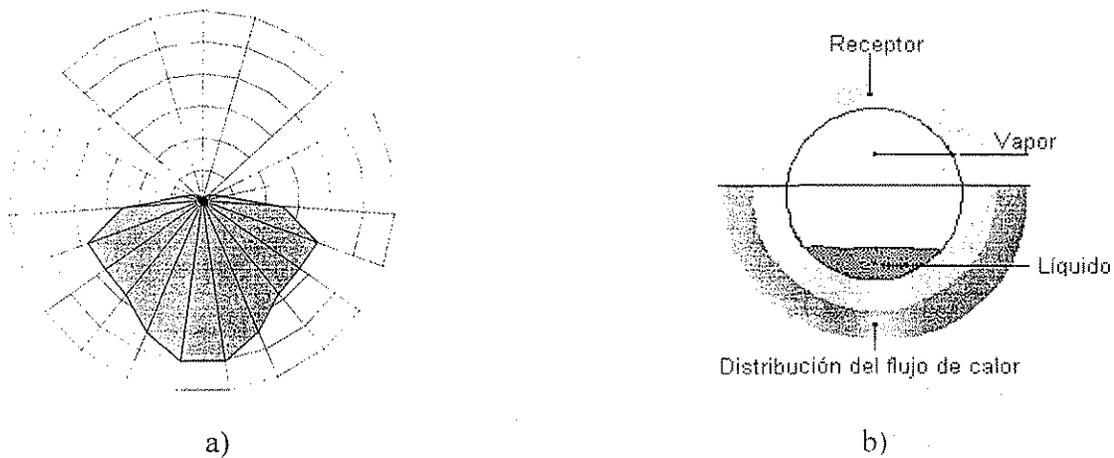


Figura 8. Tipos de distribución de flujo de calor aplicados al modelo numérico  
a) Distribución concentrada; b) Distribución homogénea

No obstante que el problema es de tipo cilíndrico, para facilitar el entendimiento de la distribución de temperaturas se resolvió en primera instancia el modelo matemático en coordenadas cartesianas [Flores y Almanza, 2001]. Posteriormente la solución al modelo teórico se hizo en coordenadas cilíndricas, lo cual hasta el momento presenta buena concordancia y estabilidad al compararlo con resultados experimentales. La solución en coordenadas cilíndricas

se describe a continuación y está basada en el esquema que se muestran en la figura 6, incluyendo los parámetros de importancia.

Con base en la figura 6, la cual se divide en secciones con iguales incrementos,  $\Delta r$  y  $\Delta\phi$ , las ecuaciones para cada nodo se obtienen si se consideran las diferencias finitas de la ecuación 1, así como aplicando un balance de energía en cada nodo; es decir, la suma de las corrientes térmicas dirigidas a cada nodo se hacen igual a cero.

El resultado son las ecuaciones de la 21 a la 25 para un tamaño de malla de acuerdo a las siguientes igualdades.

$$r_1\Delta\phi = 0.0045 \text{ m} \quad r_2\Delta\phi = 0.0047 \text{ m} \quad r_3\Delta\phi = 0.005 \text{ m} \quad r_4\Delta\phi = 0.0053 \quad \Delta r = 0.86 \text{ mm}$$

Borde convectivo interno, en  $r = r_1$  [cobre-fase vapor o líquida]

$$-\left[ C_1 + \left( \frac{1}{C_1} + \frac{\Delta\phi}{2} \right) + \frac{h_g C_1}{k_{Cu}} \right] T_1 + \left( \frac{1}{C_1} + \frac{\Delta\phi}{2} \right) T_2 + \frac{C_1}{2} T_5 + \frac{C_1}{2} T_{85} = - \frac{h_g C_1}{k_{Cu}} T_g \quad (21)$$

Nodos internos, por conducción, en  $r = r_2$  [cobre-cobre]

$$\left( \frac{1}{C_2} - \frac{\Delta\phi}{2} \right) T_1 - 2 \left( \frac{1}{C_2} + C_2 \right) T_2 + \left( \frac{1}{C_2} + \frac{\Delta\phi}{2} \right) T_3 + C_2 T_6 + C_2 T_{86} = 0 \quad (22)$$

Nodos internos, por conducción, en  $r = r_3$  [cobre-acero]

$$\left( \frac{1}{C_3} - \frac{\Delta\phi}{2} \right) T_2 - \left[ \left( \frac{1}{C_3} - \frac{\Delta\phi}{2} \right) + \frac{k_{Fe}}{k_{Cu}} \left( \frac{1}{C_3} + \frac{\Delta\phi}{2} \right) + \left( \frac{k_{Fe} + k_{Cu}}{k_{Cu}} \right) C_3 \right] T_3 + \frac{k_{Fe}}{k_{Cu}} \left( \frac{1}{C_3} + \frac{\Delta\phi}{2} \right) T_4 + \left( \frac{k_{Fe} + k_{Cu}}{2k_{Cu}} \right) C_3 T_7 + \left( \frac{k_{Fe} + k_{Cu}}{2k_{Cu}} \right) C_3 T_{87} = 0 \quad (23)$$

Borde con flujo de calor [acero-flujo de irradiancia]

$$\left( \frac{1}{C_4} - \frac{\Delta\phi}{2} \right) T_3 - \left[ \left( \frac{1}{C_4} - \frac{\Delta\phi}{2} \right) + C_4 \right] T_4 + \frac{C_4}{2} T_8 + \frac{C_4}{2} T_{88} = - \frac{q'' C_{ex}}{k_{Fe}} \quad (24)$$

Borde adiabático [acero-sin flujo de irradiancia]

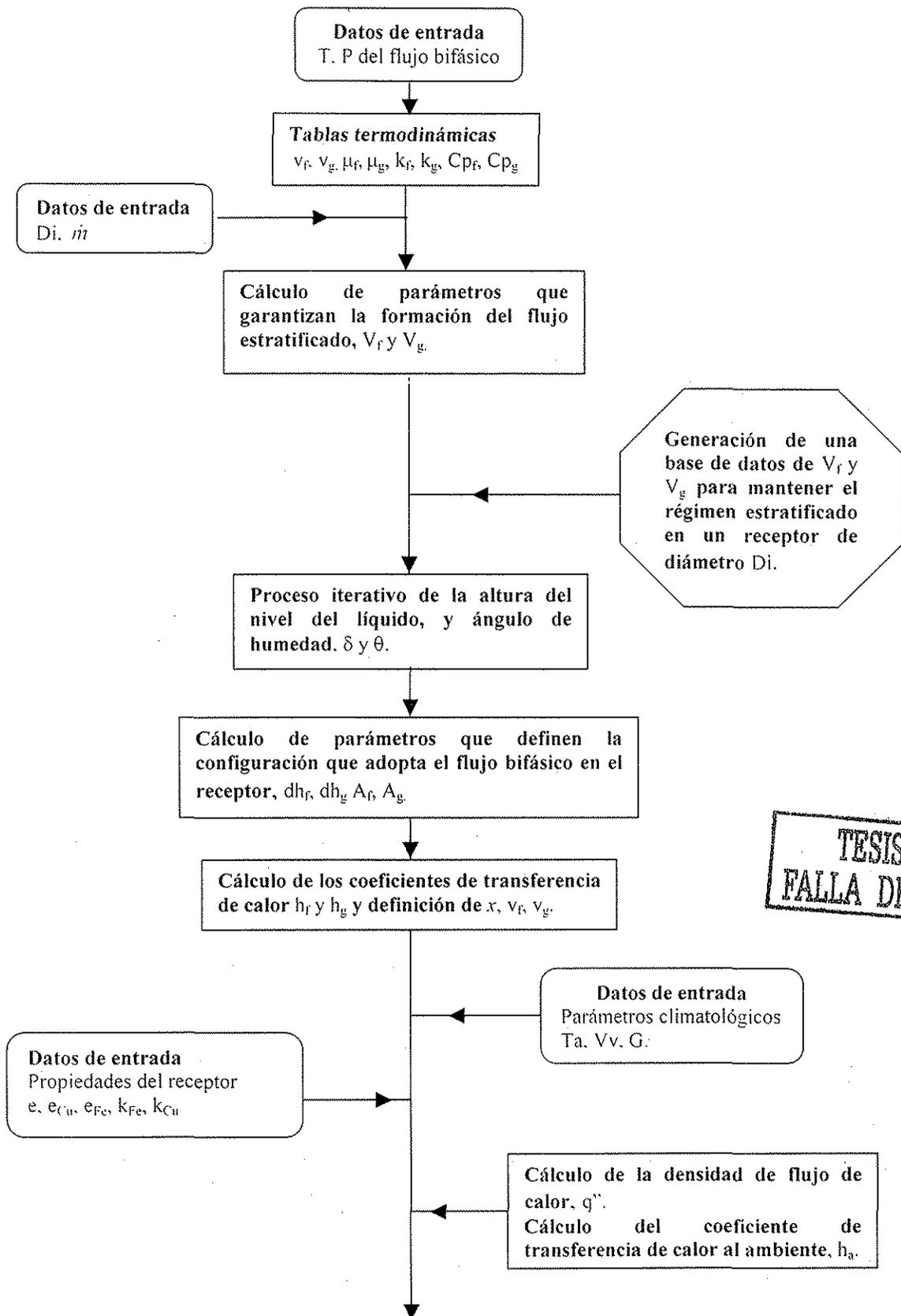
$$\left( \frac{1}{C_4} - \frac{\Delta\phi}{2} \right) T_3 - \left[ \left( \frac{1}{C_4} - \frac{\Delta\phi}{2} \right) + C_4 \right] T_4 + \frac{C_4}{2} T_8 + \frac{C_4}{2} T_{88} = 0 \quad (25)$$

A continuación se desarrolló un software con el fin de facilitar el manejo de los diferentes parámetros que determinan las condiciones termohidráulicas del flujo bifásico y la relación entre éstas y el tubo receptor, y así obtener los valores de las temperaturas de 22 puntos en la periferia del receptor. Los parámetros factibles de manejarse para cambiar las condiciones de GDV, y analizar el comportamiento del receptor, o sea los parámetros termohidráulicos: temperatura y presión de la mezcla bifásica (con esto se cambian propiedades del fluido bifásico, tales como volumen específico, viscosidad dinámica, conductividad térmica y calor específico de cada fase), velocidades de la fase líquida y fase vapor, calidad del vapor y flujo másico alimentado; parámetros climáticos: irradiancia solar directa, temperatura ambiente, velocidad del aire; parámetros físicos del receptor: diámetro, espesor de pared (si el receptor es bimetálico, deberá especificarse el espesor de la pared de cobre y el espesor de la pared de acero), conductividad térmica del material (para el receptor bimetálico, considerar la conductividad térmica del cobre y la conductividad térmica del acero).

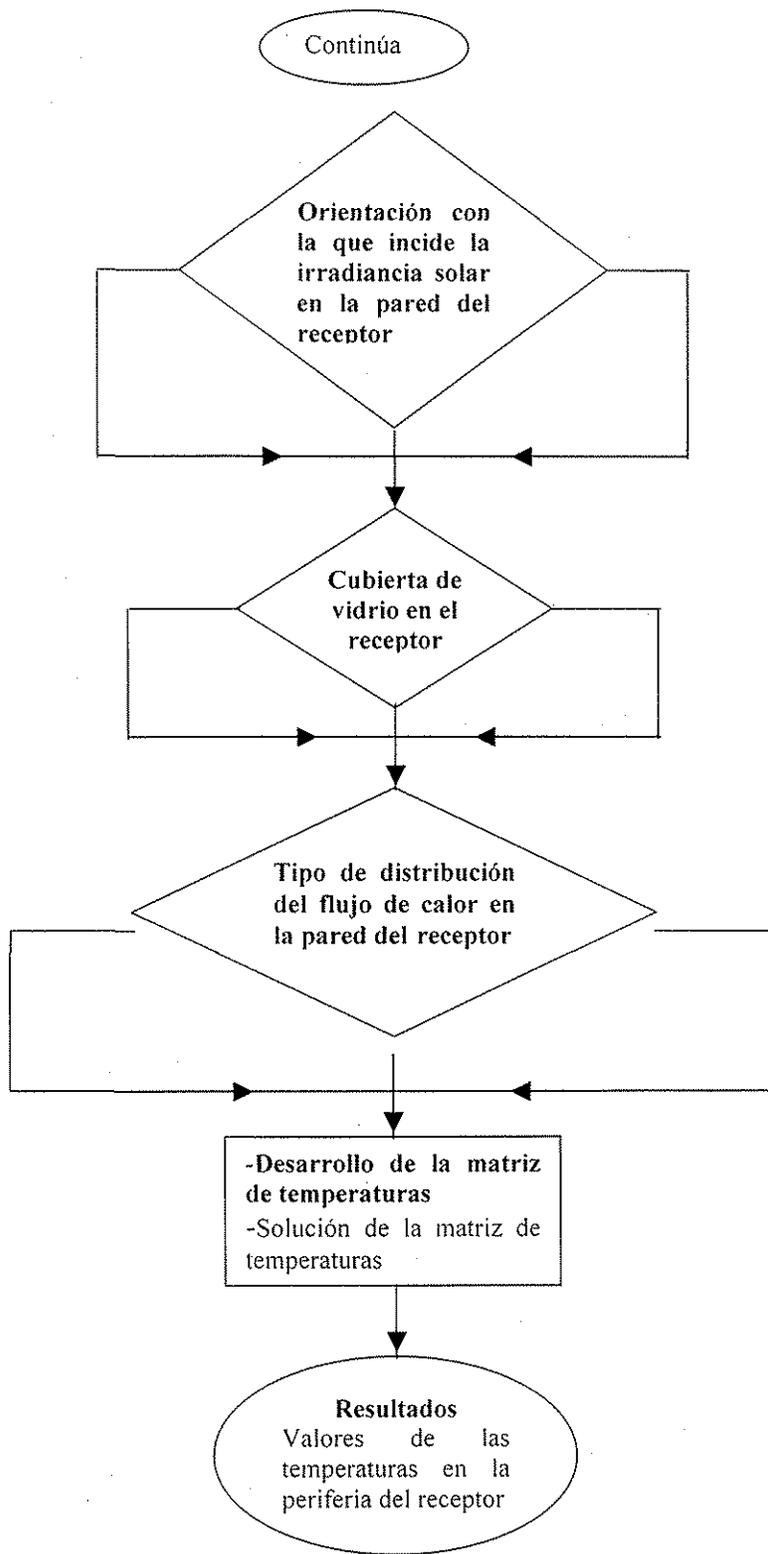
Durante el proceso del cálculo de las temperaturas en la periferia del receptor, el software genera una base de datos en la que conociendo el flujo másico, el diámetro del receptor, la temperatura y presión de la mezcla bifásica pueden seleccionarse diferentes velocidades para la fase líquida y para la de vapor, con variación de la calidad del vapor desde 0.1 hasta 0.99. Los valores de las velocidades son aquellos con los que puede garantizarse la formación del flujo bifásico estratificado en una tubería del diámetro utilizado, así como el flujo másico seleccionado.

Lo descrito se resume en el diagrama de flujo de la figura 9, el cual presenta paso a paso el proceso de cálculo de las temperaturas con los datos de entrada necesarios, toda la secuencia del cálculo de parámetros y las variantes en cuanto al ángulo de incidencia de la irradiancia solar, el uso de la cubierta de vidrio, y el tipo de distribución del flujo de calor en la pared externa del receptor.

**TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN**



TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN



**TESIS CON FALLA DE ORIGEN**

Figura 9. Diagrama de flujo para el cálculo de las temperaturas en la periferia del receptor

## 2.1.4 Validación del modelo matemático

El modelo teórico se validó comparándolo con los resultados obtenidos por Goebel, 1999, a partir de pruebas experimentales usando un receptor de acero de 50 mm de diámetro. Goebel obtuvo el valor de las temperaturas en la periferia del receptor con las condiciones siguientes de generación directa de vapor: calentamiento lateral, presión de 30 bar, flujo másico de  $50 \text{ kg/m}^2\text{s}$ , flujo de calor de  $46 \text{ kW/m}^2$  y con flujo bifásico estratificado; los resultados se grafican en la figura 10 representados con puntos. Con las condiciones termohidráulicas anteriores se trabajó con el modelo numérico simulando la distribución de temperaturas representada como una línea continua en la figura 10. Se observa en esta figura que para el primer caso (Modelo de Goebel) la mayor temperatura es de  $326^\circ\text{C}$ , y para el segundo de  $329.8^\circ\text{C}$ , las menores temperaturas son de  $235^\circ\text{C}$  y de  $234.7^\circ\text{C}$  respectivamente; así mismo, las zonas de mayor temperatura y las de menor temperatura concuerdan con la posición angular de la sección transversal del tubo. Hasta ahora, no existe gran discrepancia entre los resultados experimentales y los obtenidos con el modelo numérico, siendo este el primer argumento para continuar con su aplicación.

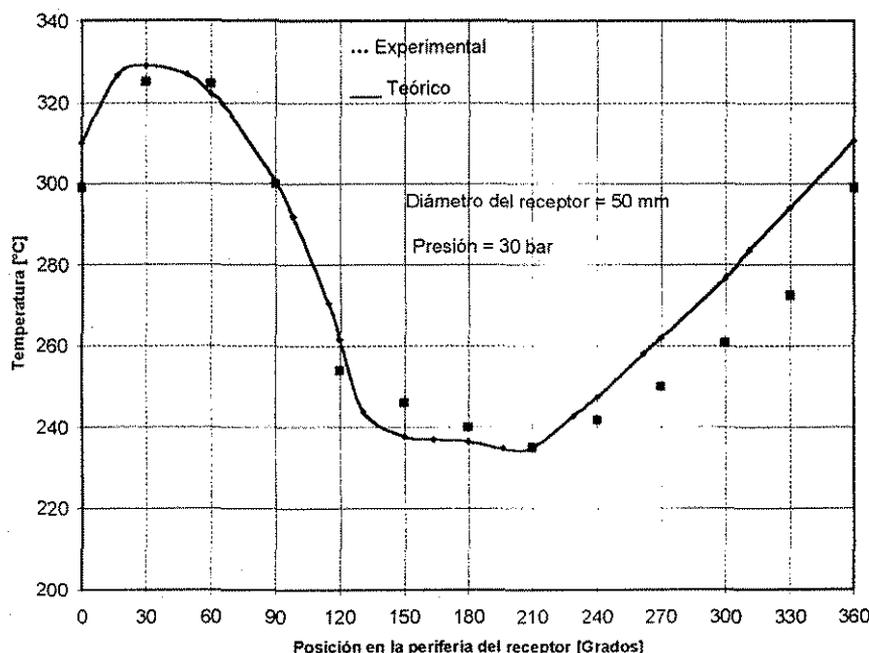


Figura 10. Distribución de temperaturas en la pared del receptor de acero, experimental por Goebel y teórico por el modelo matemático

## 2.2 Metodología experimental

En esta etapa el objetivo es estudiar experimentalmente el comportamiento de los receptores bimetálico y de acero, conociendo el valor de las temperaturas en su periferia y el valor de la deflexión cuando se genera vapor bajo la presencia del régimen de flujo bifásico estratificado. Se inicia construyendo el receptor bimetálico con las respectivas dimensiones para someterlo a pruebas experimentales; se adecua el sistema de concentración con canal parabólico para montar el receptor bimetálico o el receptor de acero; se instala la instrumentación necesaria para obtener valores de temperatura, deflexión, tiempos de deflexión y flujo de agua en los receptores. Por último, se realizan las pruebas experimentales de cada uno de los receptores, variando los diferentes parámetros de entrada.

### 2.2.1 Construcción del receptor bimetálico cobre-acero

Hasta ahora se han descrito algunos problemas inherentes a la GDV, mismas que se estudian por diversos autores [Vicente y Almanza, 2002], [Zarza et al, 2001]; y los problemas más críticos y, por tanto, los más significativos en este proceso, son los que surgen de la formación del flujo bifásico estratificado. Para visualizar la factibilidad de construir un tubo receptor de pared bimetálica con una capa interior de cobre y una exterior de acero, se empleó el modelo matemático descrito para simular el comportamiento térmico de tres configuraciones diferentes de receptor, bajo las mismas consideraciones de operación de flujo estratificado. En la aplicación del modelo teórico para el análisis, y la selección de las dimensiones del tubo receptor se hizo un corte transversal al mismo y, se dividió en 22 secciones como lo muestra la figura 6; tomando la dirección de las manecillas del reloj, el nodo 1 corresponde a la parte superior; el nodo 11 a la parte inferior, y el nodo 22 también coincide con la parte superior del receptor.

En la simulación se consideró un receptor de 31.7 mm de diámetro interno y 2.6 mm de espesor de pared, conduciendo una mezcla saturada estratificada a 250°C. Cuando el tubo es de cobre se genera una diferencia de temperaturas azimutal máxima de 4.013°C (257.458-253.445), mientras que para el receptor de acero la diferencia máxima es de 16.89°C (259.706-242.81).

que para el receptor de acero la diferencia máxima es de  $16.89^{\circ}\text{C}$  ( $259.706-242.81$ ). Posteriormente se simuló un receptor de pared bimetálica cobre-acero, obteniéndose una máxima diferencia de temperaturas de  $8.056^{\circ}\text{C}$  ( $258.279-250.22$ ). En esta simulación, el espesor de la pared de cobre es  $1/3$  del espesor total de la pared. Los resultados de la simulación para los tres receptores anteriores, se presentan en la figura 12.

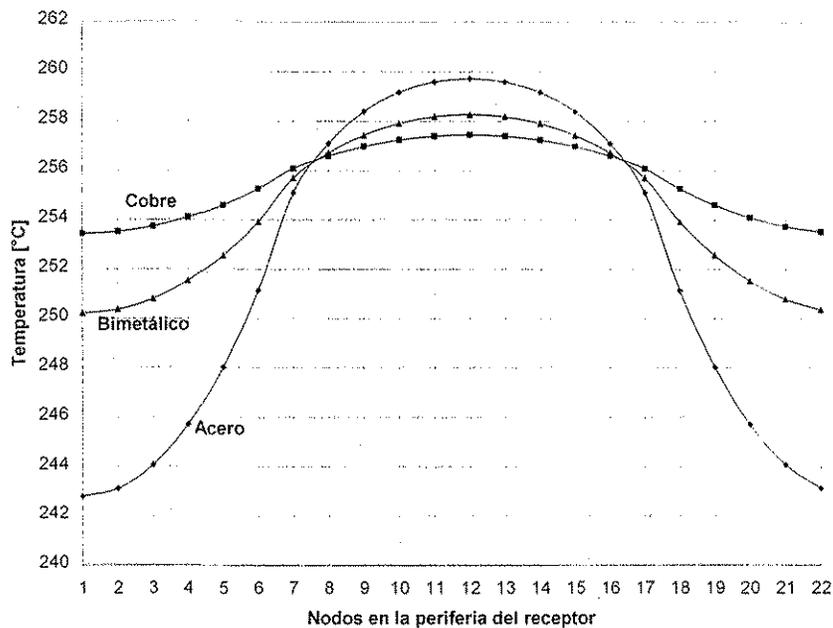


Figura 12. Distribución de temperaturas circunferencial de tres receptores

Modificando el espesor de la pared de cobre en el receptor bimetálico, la distribución de temperaturas puede manejarse entre los dos límites para el acero y para el cobre. Con el propósito de probar esta aseveración se realizó una nueva simulación (figura 13), ahora considerando que el espesor de la pared de cobre es  $2/3$  del espesor total de la pared, con ello la diferencia de temperaturas máxima que se alcanza es de  $5.345^{\circ}\text{C}$  ( $257.735-252.39$ ), similar al perfil de temperaturas generado cuando se prueba solamente el receptor de cobre. Por lo que de aquí en adelante, el estudio teórico y experimental está referido al receptor de cobre-acero con  $2/3$  de cobre del espesor total de la pared.

Las gráficas de figuras 12 y 13 representan la distribución de temperaturas azimutal y radial en la pared de cada receptor; sin embargo, las líneas están formadas por grupos de cuatro perfiles de

temperaturas (figura 14), y la superposición indica que las diferencias de temperatura radiales en la pared del receptor son despreciables.

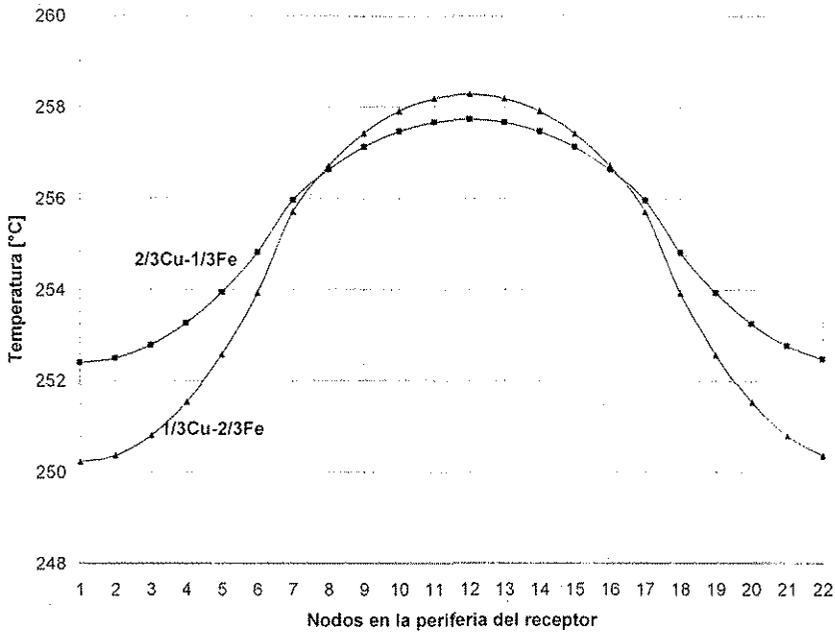


Figura 13. Distribución de temperaturas en dos receptores bimetalógicos

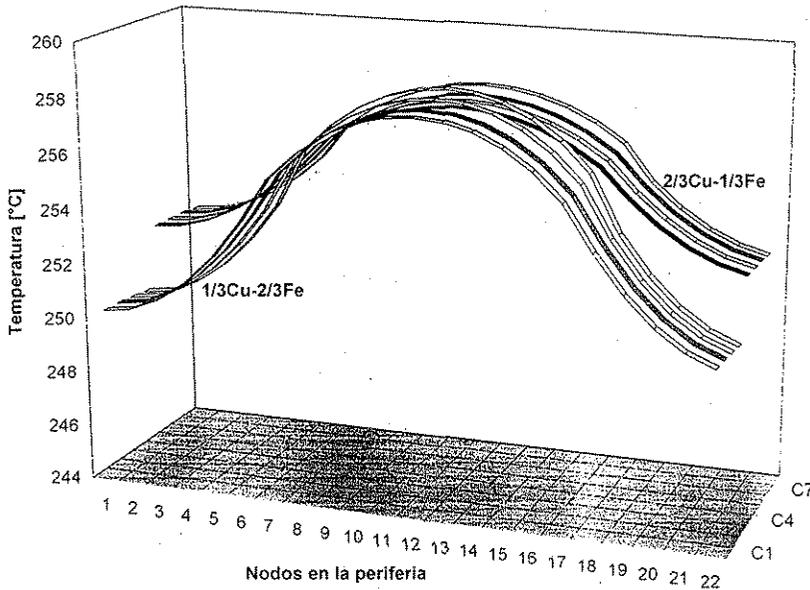


Figura 14. Receptores de cobre-acero, mostrando los perfiles de temperatura radial

La propuesta de usar un tubo bimetálico es con objeto de evitar al máximo la deflexión en los receptores de los concentradores tipo canal parabólico durante la GDV y, en consecuencia la ruptura del tubo envolvente de vidrio, cuando se originan altos gradientes térmicos en la pared del receptor en presencia del régimen de flujo estratificado [Almanza et al. 2000]. Lo anterior se ha logrado con receptores de cobre gracias a la excelente conductividad térmica que éste tiene; no obstante, este material se recose con el tiempo y pierde sus propiedades mecánicas facilitando su deformación permanente [Almanza et al, 1997]. Por lo anterior y como solución al problema de la deflexión, se ha construido un receptor bimetálico cobre-acero, logrando por un lado tener excelente transferencia de calor en el interior del tubo debido a la conductividad térmica del cobre (386 W/mK), con lo que se evitan altos gradientes de temperatura, y por otro lado buena resistencia mecánica a la deformación con el acero (1,830 kg/cm<sup>2</sup>) para trabajar tanto a baja como a alta presión de vapor.

El tubo bimetálico (figura 15) se construyó con dos tubos, uno interno de cobre tipo k para vapor y otro externo de acero galvanizado; el primero, dentro del segundo, entra a alta presión logrando que entre las superficies externa e interna de los tubos se tenga un excelente contacto mecánico [Flores et al, 2000]. El tubo cobre-acero fue maquinado para obtener la relación de espesor de la pared, 2/3cobre-1/3acero; el resultado fue un receptor de 3m de longitud, 31.7 mm de diámetro, y 2.6 mm de espesor; posteriormente se le aplicó una superficie selectiva comercial para aplicaciones en energía solar SOLKOTE Hi/Sorb-II, con emisividad del orden de 0.28 a 0.49 y absorptividad de 0.88 a 0.94, térmicamente estable hasta temperaturas de 535°C [datos del fabricante].

La construcción del receptor bimetálico se realizó en los talleres del Instituto de Ingeniería con técnicas propias, sin seguir un proceso de fabricación establecido; el tubo de acero y el de cobre, comercialmente se encuentran en diferentes diámetros y espesores de pared en longitudes de 6.1 m, con un costo promedio de \$52.00, M.N, metro lineal de tubo de acero, y de \$70.00, M.N, metro lineal de tubo de cobre tipo k, para diámetros nominales de 31.7 mm.

Por ahora, un análisis de costos resulta complicado mientras no se establezca un proceso de fabricación del tubo bimetálico, así como la herramienta propia para tal proceso.

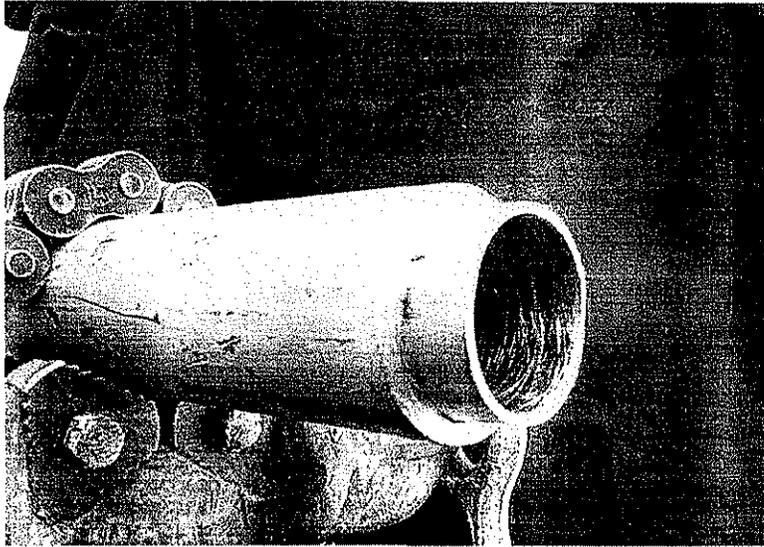


Figura 15. Receptor bimetalico de pared cobre-acero[Flores et al, 2000]

### 2.2.2 Pruebas experimentales

Se ha mencionado que uno de los problemas más delicados que se presentan durante la generación directa de vapor, es la deflexión en el tubo receptor de los concentradores de canal parabólico en presencia de flujo bifásico y estratificado. También ya se han realizado trabajos de investigación sobre el fenómeno de deflexión, principalmente en receptores de acero y de cobre, [Almanza et al, 1997] durante el proceso de generación directa de vapor en concentradores de canal parabólico. A partir de estos conocimientos se ha establecido que el fenómeno transitorio de deflexión ocurre bajo condiciones del régimen de flujo estratificado, el cual conduce a un sobrecalentamiento local de la pared interna del receptor, y al cambio del gradiente de temperaturas en la pared del tubo entre la parte inferior y la superior. La distribución de temperaturas en la pared del tubo depende del coeficiente de transferencia de calor de la fase líquida y de la fase gaseosa, además del ángulo de humedad (altura del líquido), calidad del vapor y en gran parte del ángulo de incidencia de la irradiancia solar directa, es decir, en la parte inferior o lateral de la superficie exterior del receptor.

La incidencia del flujo de calor en la parte lateral del receptor para concentradores de canal parabólico con orientación norte-sur ocurre en las mañanas y en las tardes cuando la altura solar

es baja, mientras que con orientación este-oeste sucede en el solsticio de invierno, y en menor grado en el de verano.

En el Instituto de Ingeniería se ha experimentado el fenómeno de deflexión del tubo receptor empleando el sistema solar de generación directa de vapor (figura 16) [Flores et al. 2000], con las características y configuración siguientes: se emplea un sistema de concentración solar de canal parabólico situado en una latitud de  $19^{\circ} 22'$  norte, y longitud  $99^{\circ}.11'$  oeste con orientación este-oeste. El concentrador tiene una apertura de 2.5 m, 14.5 m de longitud y 62.5 cm de distancia focal, con espejo comercial PMMA (Poli-Metil-Meta-Acrilato) de aluminio SA-85P (3M) como superficie reflejante, con reflejancia especular del 85% [Martínez et al, 2000].

Los receptores con los que se ha experimentado han sido de acero galvanizado tipo SAE 1020 de 25.4 y 31.7 mm de diámetro, de cobre tipo k para uso industrial de 25.4 mm de diámetro, y actualmente con un receptor de pared cobre-acero de 31.7 mm de diámetro. En la configuración del receptor, éste se encuentra concéntrico a un tubo de vidrio tipo pyrex que lo envuelve, con el propósito de evitar al máximo pérdidas de calor por convección y radiación desde el receptor al ambiente: la separación óptima entre superficies externa del receptor e interna del tubo de vidrio es de 2.5 cm; ambos, receptor y envolvente de vidrio están fijos a la línea focal del concentrador mediante soportes colocados aproximadamente cada 3 m.

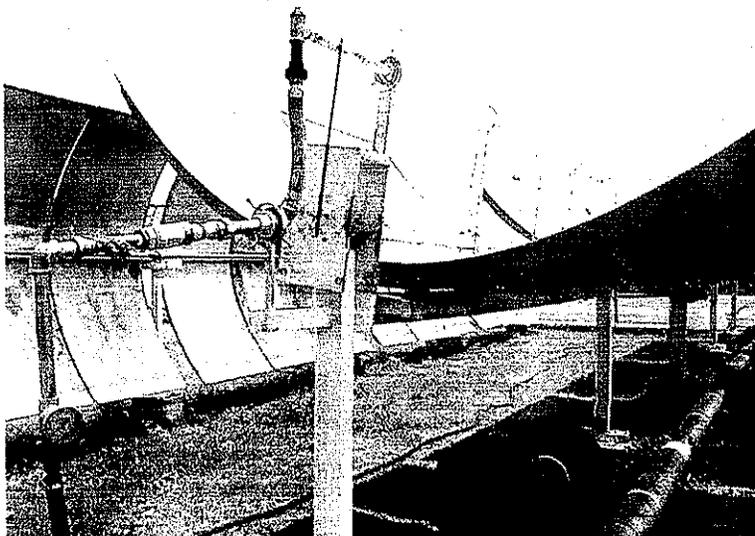


Figura 16. Sistema solar de generación directa de vapor

En las pruebas experimentales se empleó agua a temperatura ambiente como fluido de transferencia de calor, registrándose las temperaturas en la parte inferior y superior de dicho absorbedor cada 8 segundos, así como el tiempo en el que se flexionaba el tubo a partir de que comenzaba a fluir el agua y la deformación longitudinal y transversal durante el calentamiento del receptor.

Se emplearon termopares tipo K (cromo-aluminio) de bayoneta con resorte, los cuales se colocaron en la superficie exterior del tubo receptor por medio de un adaptador de abrazadera. Para evitar la influencia del flujo de irradiancia durante la medición de temperaturas de la pared del receptor, se aisló del exterior con material refractario la punta de los termopares; la figura 17 muestra la adaptación del termopar al receptor. Se empleó también un flujómetro y un mecanismo de medición de desplazamiento. El dispositivo para medir la deflexión permite registrar el desplazamiento del tubo hacia arriba y hacia abajo, lo cual pudo observarse en los receptores de prueba.

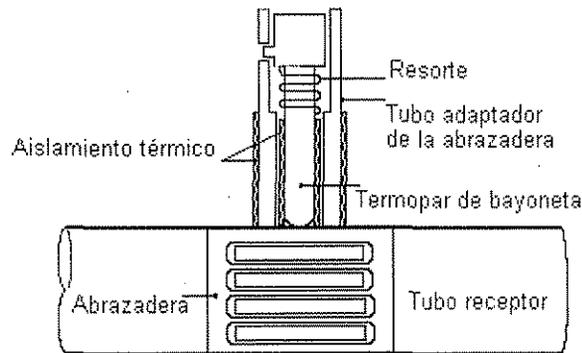


Figura 17. Adaptador del termopar tipo bayoneta con abrazadera

El proceso para llevar a cabo la prueba experimental de deflexión del tubo receptor es la siguiente:

se enfoca el tubo absorbedor con respecto a los rayos reflejados por los concentradores, de tal forma que el flujo de calor incida en la parte inferior o lateral del receptor horizontal, se logra entonces mayor temperatura en cualquiera de las dos regiones del tubo según sea conducida la

prueba, que en cualquier otro punto en la periferia del mismo. Las pruebas se realizaron alrededor de medio día.

El transitorio se genera con mayor frecuencia en la parte inicial del circuito hidráulico, en razón de estar a temperatura ambiente el fluido de transferencia de calor ( $\sim 30^{\circ}\text{C}$ ), de tal modo que el mayor gradiente de temperaturas se logra en la pared del receptor; por tanto, se observaría mejor el fenómeno de deflexión, de ahí que lo que el tubo bimetalico se experimentó principalmente en esta zona.

El proceso termohidráulico que genera las condiciones para que ocurran los transitorios es el siguiente: el tubo receptor se enfoca y se calienta conteniendo aire en su interior; cuando se alcanzan las máximas temperaturas en el receptor cercanas a los  $200^{\circ}\text{C}$ , se hace circular agua a temperatura estable entre  $25$  y  $35^{\circ}\text{C}$ , en un intervalo de  $60$  a  $150$  kg/h; en estas condiciones el flujo de agua al primer contacto con la pared del receptor, forma inmediatamente dos fases; en la parte inferior en dirección axial circula una capa de agua formando el tipo canal abierto, y el resto del área transversal se cubre con vapor (figura 18).

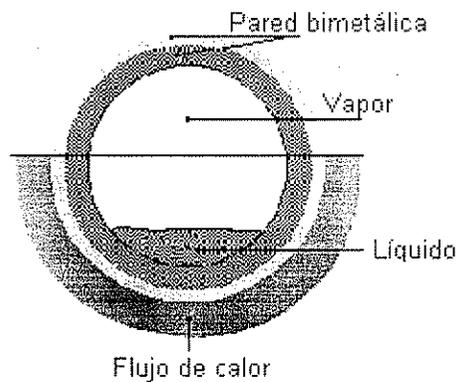


Figura 18. Sección transversal del receptor cobre-acero, y distribución de la fase líquida y de la fase vapor con irradiancia homogénea.

Como ya se explicó, el coeficiente de transferencia de calor es más alto entre la fase líquida y la pared que entre la fase de vapor y la pared, por tanto, es mayor el enfriamiento en la superficie inferior del receptor, originándose una contracción en la parte inferior y una expansión en la parte superior, mostrándose este fenómeno como una deflexión ascendente. Se pensaría entonces, que

el receptor sólo presenta deflexiones hacia arriba, pero de acuerdo con las condiciones de prueba, ocurren inestabilidades que propician también la presencia de flexiones hacia abajo.

Se establece que el flujo de irradiancia incide en la parte inferior cuando la temperatura en esta zona es mayor que en la parte superior, y se considera que se tiene calentamiento lateral del tubo receptor cuando la temperatura inferior y superior, son similares.

Por último, para asegurar que durante la prueba experimental se trabaja con flujo estratificado, se registra el valor de las temperaturas de la pared del tubo durante la circulación del flujo de agua, después se toma en consideración el signo de la diferencia de temperaturas  $\Delta T = T_{sup} - T_{inf}$ . Para que el régimen de flujo sea estratificado, que es el que aquí interesa,  $\Delta T$  debe ser positivo; esto indica mayor enfriamiento en la pared inferior del receptor y menor enfriamiento en la superior. El valor de la temperatura en la parte superior es mayor que en la parte inferior con la presencia del flujo en dos fases (líquido-vapor); se debe a que el coeficiente de transferencia de calor entre el fluido interno y la pared superior es mucho menor a aquel entre el fluido y la pared inferior; con lo anterior se concluye que el fluido en contacto con la pared superior es vapor, y el fluido en contacto con la pared inferior es líquido, esto lo hace un régimen de flujo estratificado: ya con conocimiento de un mayor número de temperaturas en la periferia del receptor se comprobaría mejor esta consideración.

Se puede concluir señalando que, el método experimental está basado en el conocimiento de las temperaturas de la pared del receptor en lugar de las temperaturas del fluido, por lo que es factible predecir el comportamiento del receptor con cualquier fluido de trabajo.

## Capítulo III

### 3 RESULTADOS E INTERPRETACIÓN

#### 3.1 Resultados experimentales

Para establecer la factibilidad técnica de usar el tubo de cobre-acero como receptor en concentradores de canal parabólico en condiciones ya enunciadas presentes durante la GDV, se probó experimentalmente y los resultados se compararon comparados con los del receptor de acero, bajo las mismas condiciones de operación; flujo másico de agua, y ángulo de incidencia de la irradiancia solar en la pared del receptor, principalmente. En principio, la investigación con el receptor de acero fue fundamental para establecer las condiciones en las cuales ocurría el fenómeno de deflexión; posteriormente se consideró como un parámetro de referencia para analizar el comportamiento del receptor de cobre-acero. Las deflexiones alcanzadas con el tubo de acero en los peores casos fueron superiores a 6 cm ascendente, y de 1.4 cm descendente; en los mejores casos los resultados fueron de 4 cm ascendente y de 0.5 cm descendente. El valor de estas deflexiones queda en función de la temperatura de la pared y del flujo másico alimentado.

##### 3.1.1 Deflexión del receptor durante el calentamiento

El análisis del comportamiento del receptor inicia en la etapa de calentamiento con aire estático en su interior; así mismo, el primer problema durante la generación de vapor ocurre durante el calentamiento del receptor, en donde se presenta una ligera deflexión por el gradiente térmico formado en la periferia del receptor. Las temperaturas que se alcanzan en la pared del receptor hacen que éste ceda a la deformación mecánica por efecto de la masa del mismo, que por acción de la gravedad siempre es hacia abajo. El mayor valor de deformación ocurre cuando la parte inferior es la zona más caliente que cualquier otra región en la periferia del tubo.

La máxima deformación registrada durante el calentamiento es de 6 mm descendente para el receptor de menor diámetro, y 4 mm para el de mayor diámetro. No obstante que las temperaturas en la pared son idénticas para ambos receptores, y que el segundo tiene mayor densidad de masa, el primero presenta menor resistencia a la deformación por tener menor espesor de pared: 1.9 mm vs 3.8 mm.

### 3.1.2 Deflexión del receptor con flujo estratificado

Se ha explicado que el objetivo de las pruebas experimentales es conocer el valor de las temperaturas en la periferia de la pared del tubo, así como la deflexión del receptor causada por los gradientes térmicos. Además de los valores registrados de los parámetros anteriores, se realizaron observaciones del comportamiento del tubo durante las pruebas experimentales, lo cual condujo a un mejor análisis, y a la vez adquirir un conocimiento más amplio de los efectos de la formación del flujo estratificado en el tubo receptor.

A continuación se describe el comportamiento del receptor con información obtenida en forma visual cuando el flujo bifásico estratificado fluye a través de él. La longitud total del receptor de pruebas es 15 m dividido en cinco segmentos de 3 m cada uno, separado por soportes que sujetan el receptor a lo largo de la línea focal del concentrador.

Algunas observaciones como resultado de las pruebas experimentales y que explican la causa que origina las flexiones ascendente y descendente en el receptor, son las siguientes:

Conforme el flujo bifásico fluye a través del receptor se presenta una ondulación lineal en todo el receptor (figura 19) afectando los segmentos laterales. Al pasar el flujo bifásico por el primer segmento, éste se flexiona hacia arriba como respuesta al cambio de temperatura, ejerciendo una fuerza de tensión sobre el segundo segmento en el cual se presenta una deflexión hacia abajo. Al llegar el flujo bifásico al segundo segmento se genera la deflexión ascendente y la fuerza de tensión la ejerce sobre los segmentos primero y tercero. En ambos receptores se muestra la deflexión descendente. Estas deflexiones en los receptores son de mucho menor magnitud que la deflexión ascendente, generalmente la razón es 1:5. Este fenómeno se repite en todos los

segmentos a lo largo del receptor, y se mantiene hasta que la temperatura de la pared del receptor se homogeniza.

A medida que el agua avanza a través del receptor, ésta va teniendo un precalentamiento de 25°C a 120°C por lo que el gradiente térmico en la periferia del receptor disminuye y como consecuencia la deflexión también, por lo que la magnitud de deflexión en los últimos segmentos es menor que en los primeros. esto se comprobó colocando mecanismos para registrar la deflexión en cada segmento del receptor. Se ha observado que en un tiempo corto de 4 a 7 segundos después de que el agua hace contacto con el tubo, comienza la deflexión, mostrándose como un movimiento ondulatorio longitudinal a través del tubo; su valor es mayor en la parte central debido a la separación entre soportes; este movimiento ondulatorio resulta de la diferencia de temperaturas entre la parte inferior y superior del tubo conforme fluye el agua a través de él.

El fenómeno se muestra mejor en el tubo de acero que en el bimetálico; se debe a que en el primero es más lenta la transferencia de calor; por tanto, mayor es el tiempo que permanece la diferencia de temperaturas entre la región del tubo en contacto con la fase líquida y la región en contacto con la fase vapor, prolongándose también el tiempo de deflexión.

En caso de que el flujo de la fase líquida fluya a baja velocidad, se muestra en el primer segmento la ondulación como se describió para el receptor completo (figura 20); si se aumenta la velocidad sólo se observa una ligera deflexión descendente de alrededor de 4 mm. e inmediatamente surge la deflexión ascendente con valores superiores a 5 cm; la descripción gráfica de esta deflexión corresponde a la figura 15, donde la línea punteada representa la deflexión descendente y la continua la deflexión ascendente. Estos valores surgen cuando se trabaja con flujos máscicos entre 90 kg/h y 150 kg/h, y el valor máximo siempre coincide en la mitad del segmento por tener mayor libertad a deformarse por los soportes que lo mantienen en la línea focal.

En el segmento de pruebas de 3 m puede o no ocurrir la ondulación lineal del receptor, dependiendo de la temperatura de la pared del tubo y del flujo máscico de agua que se suministre. Cuando el flujo es de 60 kg/h la ondulación aparece en el segmento de pruebas conforme la figura 21, aquí la deflexión hacia abajo se hace coincidir con el punto donde se registra ésta, es decir, en esta figura se muestra como "punto de medición de la deflexión" coincidente con la zona de deflexión del receptor hacia abajo. Con pequeños flujos (60 kg/h) de agua, y la

temperatura de la pared del tubo entre 200°C y 230°C, con mayor temperatura en la parte inferior que la superior, sólo se humedece alrededor de 1/3 del total de la longitud del tubo, ya que inmediatamente se presenta la ebullición del agua en contacto con la pared; esto hace que se flexione hacia arriba la parte humedecida; la parte no humedecida por acción de la primera, tiende a flexionarse hacia abajo. Si el flujo es de 90 a 120 kg/h únicamente existe deflexión hacia arriba en la forma descrita por la figura 21, con aquel valor de temperatura.

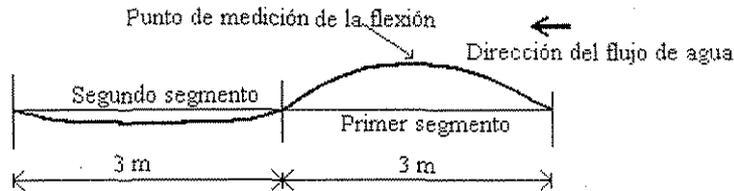


Figura 19. Deflexión del receptor completo.

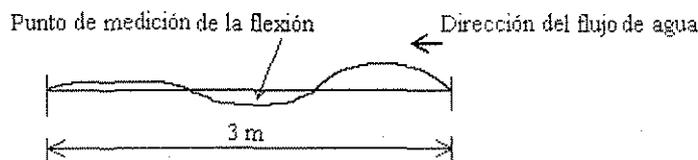


Figura 20. Deflexión de un segmento del receptor.

La deflexión de la figura 20 se presenta en los primeros instantes; posteriormente, de manera instantánea cambia a la forma siguiente:

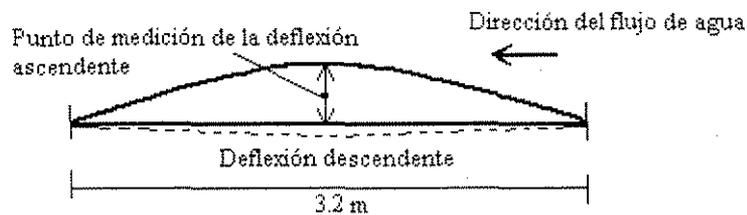


Figura 21. Deflexión ascendente del receptor

Se describe a continuación el primer resultado experimental con el que se explica el fenómeno de deflexión en los receptores, a partir del conocimiento de las temperaturas en su periferia, con flujo bifásico estratificado.

Con base en un flujo másico de 120 kg/h, se analizó la variación de temperatura en la pared del receptor, obteniéndose como resultado la figura 22. El valor de las temperaturas en cada punto antes de fluir el agua en el interior del receptor, dependen del nivel de irradiancia solar incidente.

Las temperaturas inferior y laterales descienden al mismo tiempo; internamente existe transferencia de calor entre la pared del receptor y la fase líquida, mientras que la variación de la temperatura superior inicia 6 segundos después. El descenso de la temperatura inferior desde el tiempo  $t = 20$  segundos hasta el tiempo  $t = 48$  segundos es a mayor velocidad, a razón de  $2.8^{\circ}\text{C/s}$  comparado con las temperaturas laterales que es de  $2.1^{\circ}\text{C/s}$ . La declinación de la temperatura superior es aún más lenta debido a que internamente existe vapor en contacto con la pared, creando un ambiente de menor transferencia de calor; la variación de la temperatura superior es de  $1.6^{\circ}\text{C/s}$ . La disminución de la velocidad del cambio de temperatura comienza después del tiempo  $t = 72$  segundos, tendiendo a estabilizarse.

La diferencia entre la velocidad del cambio de temperatura de la temperatura inferior y la superior es lo que provoca la deflexión ascendente, es decir, si  $(\Delta T_1/s) > (\Delta T_2/s)$ , entonces existirá una deflexión en el receptor.

El proceso descrito ocurrirá para todos los receptores en razón de la velocidad de disminución de temperatura de una zona del receptor con respecto a otra y, como se dijo será lo que dé origen a la deflexión en los receptores.

**TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN**

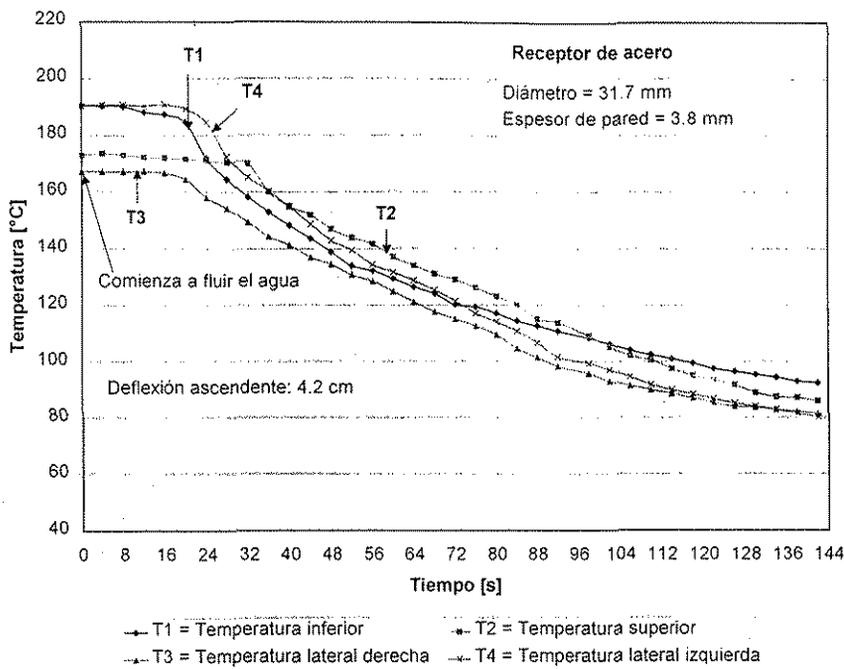


Figura 22. Evolución de las temperaturas en la pared de un receptor de acero,  $\dot{m} = 90 \text{ kg/h}$ ,  $G = 740 \text{ W/m}^2$ ,  $b = 1.6 \text{ m}$ .

### 3.1.2.1 Incidencia del flujo de irradiancia solar en la parte inferior del receptor.

Entre las variantes consideradas en el estudio del comportamiento del receptor como de máxima importancia, está la orientación con la que incide el flujo de irradiancia solar; se debe a que de esta variable depende la distribución de temperaturas, así como los esfuerzos térmicos generados en la pared interna del receptor con la presencia del flujo bifásico.

Se estudia a continuación qué efectos causa sobre el tubo receptor el cambio de ángulo de incidencia de la irradiancia solar; se analiza cuándo incide en la parte inferior, donde la región de la pared con mayor temperatura está en contacto con la fase líquida del agua, también cuando la irradiancia incide en la parte lateral donde la región de la pared más caliente está en contacto; una parte, con la fase líquida, y la otra con la fase vapor. De aquí surgen dos esquemas (figuras 6a,b y 7), que representan la orientación de la distribución del flujo de irradiancia solar en la pared del receptor y la configuración adaptada por el flujo bifásico estratificado en el interior del mismo.

Como se dijo, el comportamiento del receptor de acero sirve de referencia para evaluar el comportamiento del receptor de pared bimetálica, por lo que se incluye su análisis.

Para estudiar el comportamiento del receptor bimetálico, bajo la acción del flujo de irradiancia solar incidiendo en la parte inferior, se realizaron pruebas experimentales y simulaciones teóricas, considerando parámetros similares en el desarrollo de la fase experimental y teórica respectivamente. Los resultados del comportamiento del receptor bimetálico con la presencia de inestabilidades transitorias durante la GDV, se comparan con los obtenidos con las mismas condiciones utilizando el receptor de acero.

El proceso experimental ya se ha descrito, bajo éste fueron estudiados un receptor de acero de 25.4 mm de diámetro y 1.9 mm de espesor de pared; un receptor de acero de 31.7 mm de diámetro y 3.8 mm de espesor de pared; y el receptor de cobre-acero de 31.7 mm de diámetro y 2.6 mm de espesor de pared con 2/3 de pared de cobre del espesor total.

Los resultados experimentales muestran que se obtiene mayor gradiente de temperaturas en el receptor de acero de 1.9 mm de pared durante el transitorio, por lo tanto también es mayor la deformación instantánea de este receptor. Aunque el receptor de acero de 3.8 mm de espesor de pared presenta un gradiente similar de temperatura al anterior, la deformación es de menor grado y se debe a la mayor resistencia mecánica que resiste, por ser de espesor mayor (figuras 23 y 24). Es notorio en este primer análisis que la propiedad importante que reduce el grado de deformación instantánea en los receptores de acero, es la resistencia mecánica.

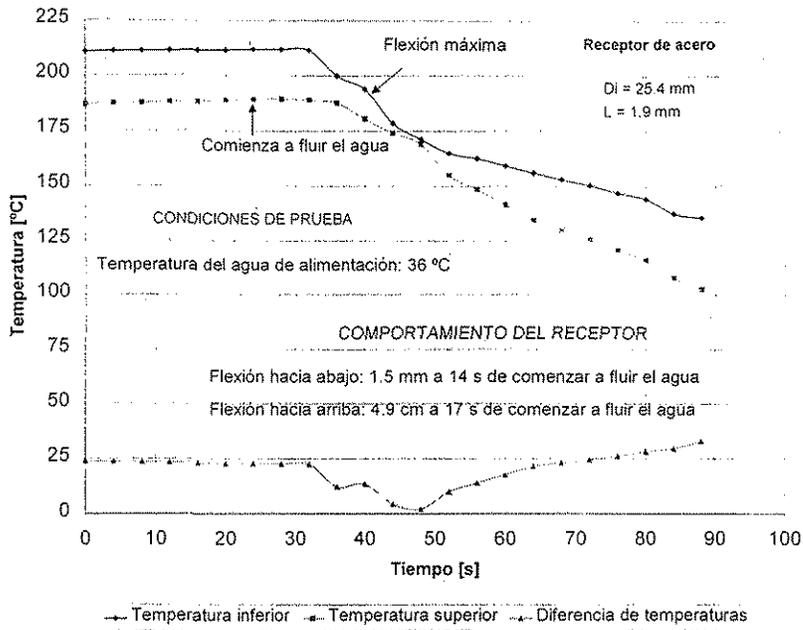


Figura 23. Respuesta térmica y mecánica del receptor de acero, con incidencia de la irradiación solar en la parte inferior,  $\dot{m} = 90 \text{ kg/h}$ ,  $G = 750 \text{ W/m}^2$ ,  $b = 1.6 \text{ m}$

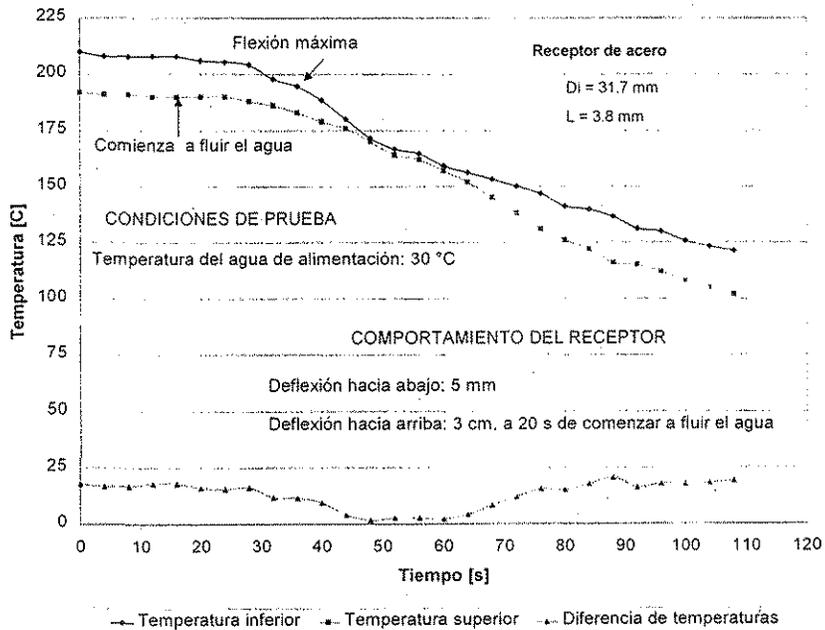


Figura 24. Respuesta térmica y mecánica del receptor de acero, con incidencia de la irradiación solar en la parte inferior,  $\dot{m} = 90 \text{ kg/h}$ ,  $G = 750 \text{ W/m}^2$ ,  $b = 1.6 \text{ m}$ .

Al observar los resultados del receptor bimetalico, el cual tiene una capa de acero con espesor (0.8 mm) menor al total del receptor monometalico (1.9 mm), se muestra un gradiente térmico relativamente pequeño y un valor de deformación también pequeño. La acción del cobre como un buen conductor de calor provoca que en un tiempo relativamente corto, la temperatura se uniformice en la pared del receptor en dirección acimutal evitando con ello una deflexión notable, a pesar de la formación del patrón de flujo bifásico estratificado al igual que ocurre en los receptores de acero, siendo la causa principal que da origen a los gradientes térmicos en la pared del receptor, como se ha explicado en párrafos anteriores ( figura 25).

De lo anterior se concluye que el receptor de pared bimetalica resulta el idóneo para reducir los efectos adversos transitorios en la ebullición de agua durante la generación directa de vapor con bajos flujos másicos.

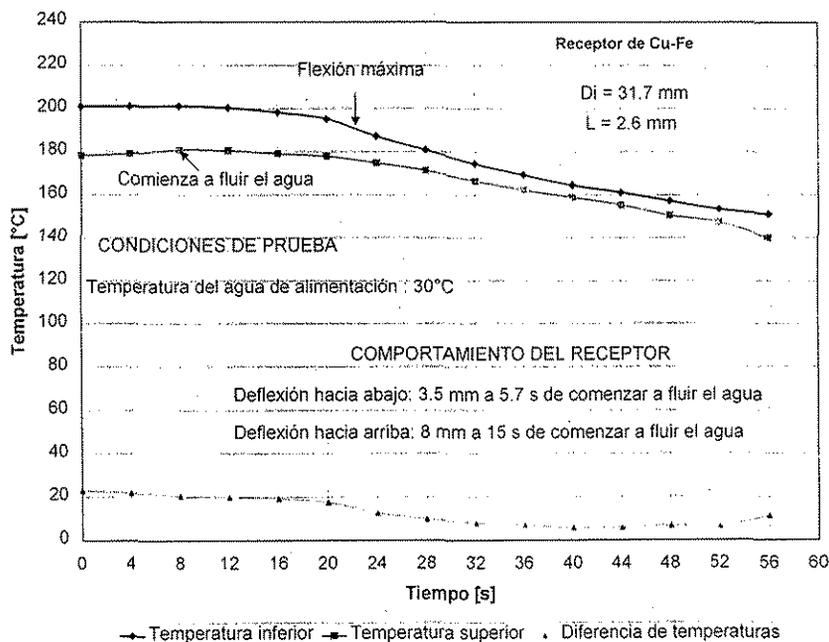


Figura 25. Respuesta térmica y mecánica del receptor cobre-acero, con incidencia de la irradiación solar en la parte inferior,  $\dot{m} = 90 \text{ kg/h}$ ,  $G = 750 \text{ W/m}^2$ ,  $b = 1.6 \text{ m}$ .

A continuación se presenta la evolución de las temperaturas para tres diferentes receptores (figura 26); la temperatura que se registra es de la pared inferior con líquido fluyendo en la parte interna a razón de 120 kg/h. El primero que presenta una disminución en la temperatura es el receptor de

cobre-acero; la transferencia de calor de la superficie interna a la superficie externa es más rápida que para los receptores de acero, por la alta conductividad térmica del cobre; después le sigue el receptor de acero de menor diámetro y menor espesor de pared y, por último el receptor de mayor diámetro y mayor espesor. La pared más delgada del primero, propicia que la transferencia de calor sea más rápida y por consiguiente que ocurra primero la caída de temperatura que en el receptor de mayor espesor.

La velocidad del cambio de temperatura en los receptores de acero son similares:  $1.8^{\circ}\text{C/s}$ , mientras que para el receptor bimetalico cambia su temperatura a razón de  $0.55^{\circ}\text{C/s}$ , por lo que la velocidad del cambio de temperatura determina la magnitud de los esfuerzos térmicos a los que se someten los receptores; al combinar esta velocidad con la diferencia de temperaturas entre la parte inferior y superior del receptor, puede establecerse el grado de deflexión de cada uno. Para determinar a ciencia cierta la deflexión térmica de los receptores, deberá también conocerse la velocidad de cambio de la temperatura de la pared superior.

Resulta necesario señalar que entre los 7 y 9 segundos se presenta la deflexión en el receptor de pared bimetalica; después, alrededor de los 15 segundos aparece la deflexión en el receptor de pared delgada, y por último se presenta en el receptor de pared gruesa a los 19 segundos. Para el receptor de menor diámetro, la deflexión fue de 4.2 cm, el de mayor diámetro de 3 cm y para el receptor de cobre-acero, 8 mm.

A pesar de que en los receptores de acero, la velocidad del cambio de temperatura es similar, el receptor de mayor diámetro resiste más la deflexión por tener mayor espesor de pared.

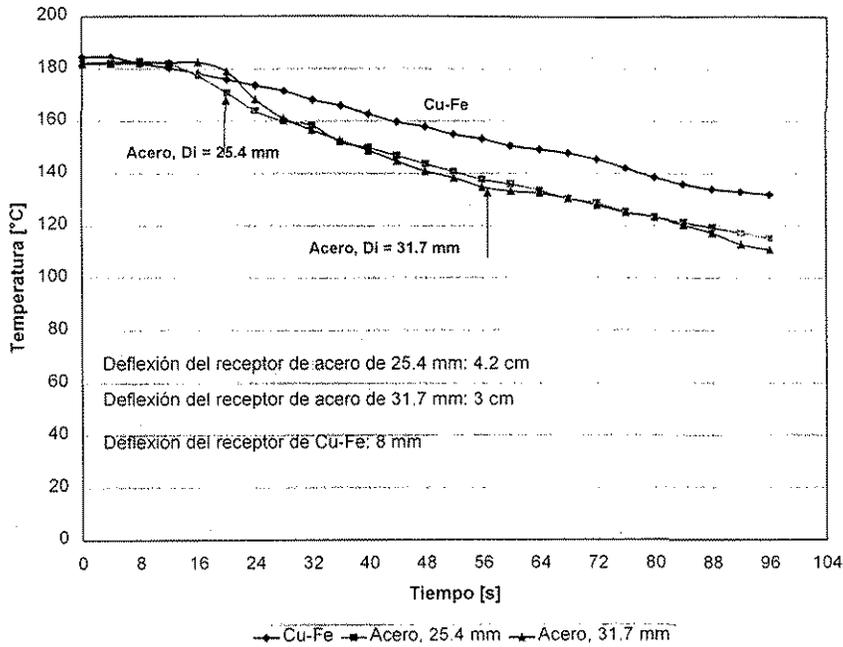


Figura 26. Evolución de la temperatura inferior, en contacto con la fase líquida para tres diferentes receptores.

### 3.1.2.2 Incidencia del flujo de irradiancia solar en la parte lateral del receptor

Una variante importante en las pruebas de análisis del comportamiento térmico y mecánico del receptor bimetálico con flujos bifásicos estratificados, es cuando la irradiancia solar incide en la parte lateral del receptor, que como se ha explicado, debido al sitio y orientación en la que se encuentra instalado el sistema solar experimental, la incidencia de la irradiancia solar en la parte lateral ocurre en el solsticio de invierno y en menor grado en el de verano.

De esta forma, los resultados de las pruebas experimentales reflejan el buen comportamiento del receptor cobre-acero a la deflexión transitoria, en especial al compararse con el comportamiento de los receptores de acero tomados como referencia para el receptor de pared bimetálica. A continuación, se emplea el modelo matemático para determinar las temperaturas en la pared del receptor y predecir su comportamiento térmico: se hacen coincidir los parámetros para las pruebas experimentales, y los empleados en la simulación teórica (éstos se describen en la sección de pruebas experimentales).

Al tomar en cuenta que el flujo de irradiancia incide en la parte lateral del receptor, se está considerando la distribución de calor en la periferia del receptor, como se muestra en la figura 7, a diferencia de la figura 6 que describe la distribución de la irradiancia solar en la parte inferior del tubo, en donde la región que ocupa la fase líquida coincide con la directamente irradiada. En este caso, la región directamente irradiada, coincide una parte con la fase líquida y otra con la de vapor. De esta forma, cuando la irradiancia solar incide en la parte lateral del receptor, y considerando la presencia del régimen estratificado, se espera un mayor gradiente de temperaturas y una mayor deflexión del receptor.

Los resultados de las pruebas experimentales se muestran en las figuras 27 y 28 para el receptor de pared bimetálica, y en la 29 para el receptor de acero.

La nueva configuración entre el flujo líquido-vapor y el flujo de calor, no genera gran perturbación en el comportamiento del receptor cobre-acero. La gráfica de diferencias de temperaturas, sólo muestra un gradiente de  $6^{\circ}\text{C}$ .

En los receptores de acero, la incidencia de la irradiancia solar en la parte lateral causa más efecto que en el bimetálico, ya que se logran gradientes térmicos superiores a  $20^{\circ}\text{C}$ ; por tanto, las deflexiones resultan mucho mayores a las obtenidas por el receptor cobre-acero: 5 cm vs 8 mm.

Con un mayor flujo másico, el tiempo en el que ocurre la deflexión disminuye .

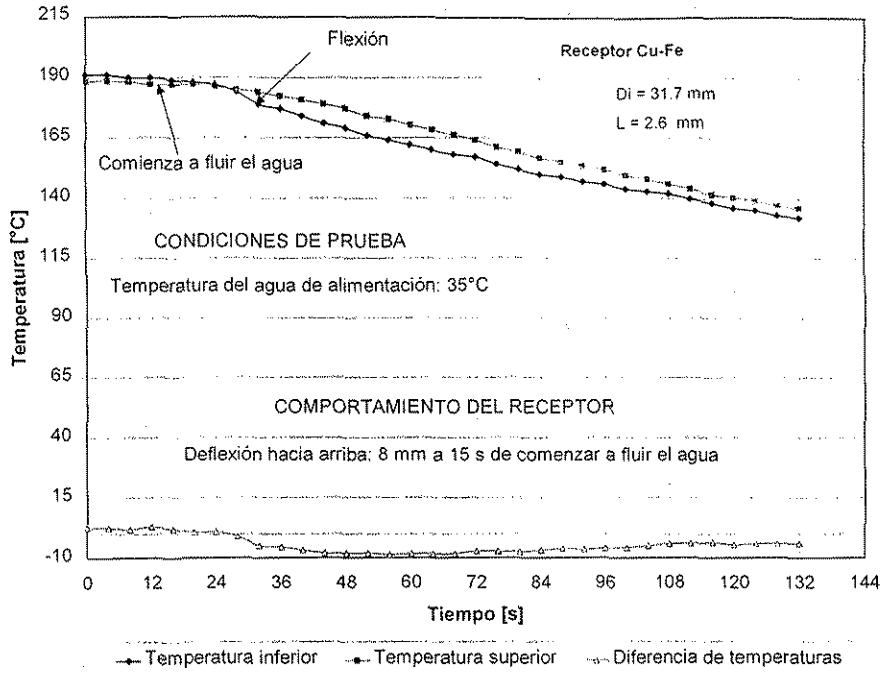


Figura 27. Temperaturas experimentales en la pared del receptor cobre-acero, con incidencia lateral de irradiancia solar,  $\dot{m} = 90 \text{ kg/h}$ ,  $G = 750 \text{ W/m}^2$ ,  $b = 1.6 \text{ m}$

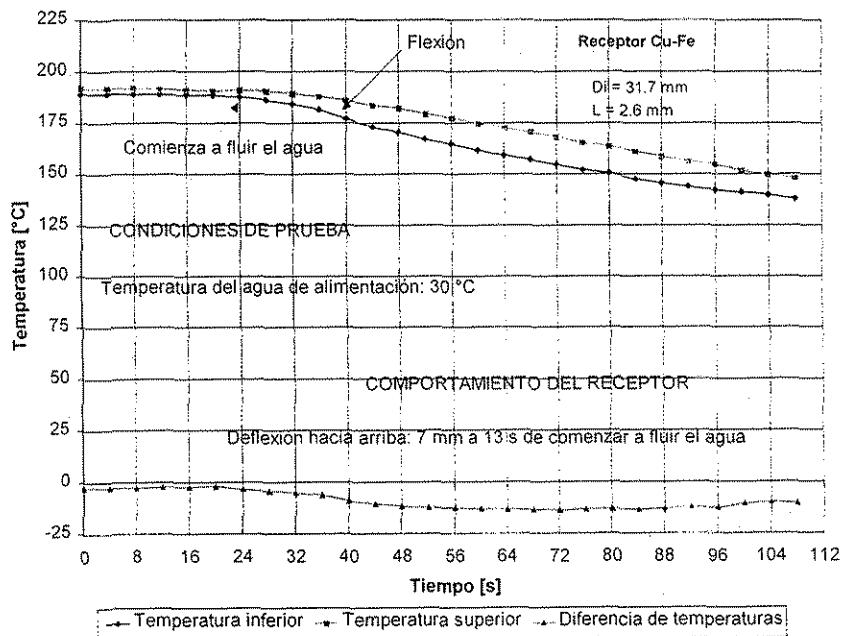


Figura 28. Temperaturas experimentales en la pared del receptor cobre-acero, con incidencia lateral de irradiancia solar,  $\dot{m} = 120 \text{ kg/h}$ ,  $G = 750 \text{ W/m}^2$ ,  $b = 1.6 \text{ m}$ .

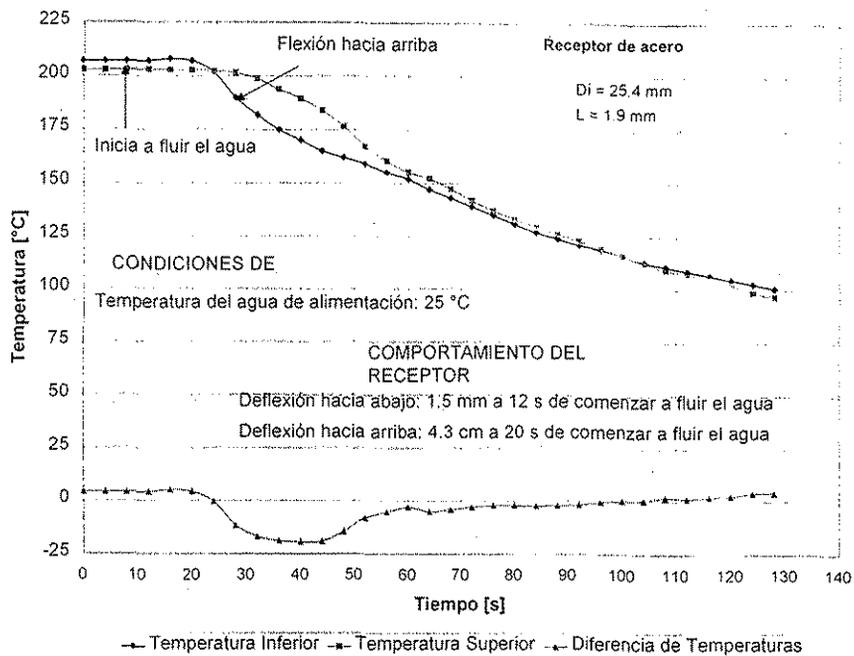


Figura 29. Temperaturas del receptor de acero con incidencia lateral de la irradiancia solar,  $\dot{m} = 90 \text{ kg/h}$ ,  $G = 750 \text{ W/m}^2$ ,  $b = 1.6 \text{ m}$

### 3.1.3 Simulación de la presencia de nubes durante la GDV

Otros transitorios importantes que suelen presentarse en el sistema de generación de vapor, es la variación de la irradiancia solar directa; por ello, una prueba más a la que se sometieron los receptores fue simular la presencia de nubes, desenfocando el receptor durante la generación de vapor por periodos cortos (entre 2 y 3 minutos).

Las condiciones térmicas del vapor en la salida antes de desenfocar son  $175^\circ\text{C}$  y  $7 \text{ kg/cm}^2$  con un flujo másico de  $90 \text{ kg/h}$ . Cuando el receptor es desenfocado, la temperatura disminuye hasta un intervalo de  $130^\circ\text{C}$ - $140^\circ\text{C}$  y la presión alcanza valores entre  $4$  y  $5 \text{ kg/cm}^2$ . Entonces, el resultado de desenfocar el receptor es el incremento de la zona de evaporación (la longitud del tubo receptor donde se mantiene la mezcla bifásica antes de pasar totalmente a la fase vapor es mayor). la mezcla bifásica permanece, aun cuando se disminuye la masa del vapor y su calidad. Lo anterior conduce a que la sección del receptor en dirección axial, donde se forma el flujo bifásico tienda a ser más larga debido a la suspensión del flujo de calor en la pared del receptor.

La figura 30 muestra la evolución de la temperatura del fluido en la salida del receptor acero después de simular temporalmente la presencia de nubes. cada grafica corresponde a una prueba en particular. La gráfica de la prueba 1 corresponde a simular la presencia de nubes durante 2 minutos. la gráfica de la prueba 2 a simular la presencia de nubes durante 3 minutos; en ambas pruebas se presenta la misma tendencia en la variación de la temperatura del fluido, diferenciándose únicamente por los tiempos de desenfoque y de recuperación de temperatura.

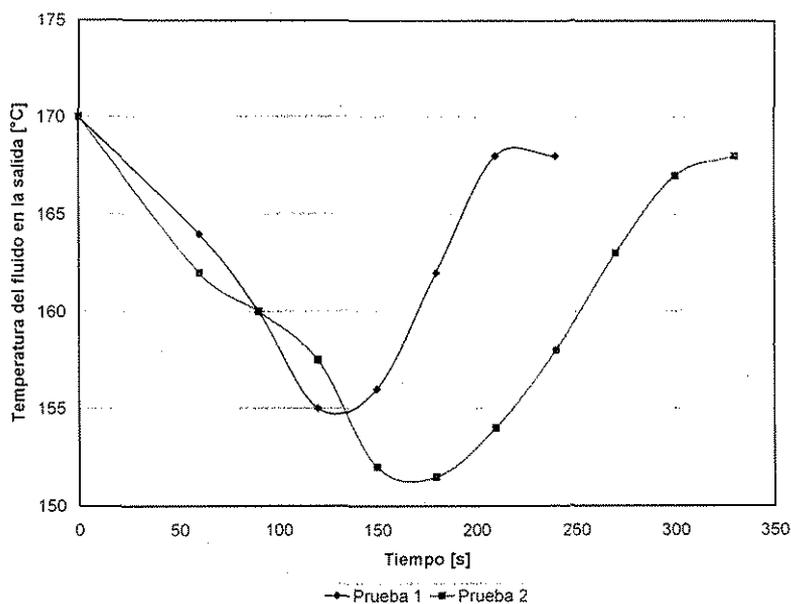


Figura 30. Temperatura del fluido en la salida del receptor simulando la presencia de nubes  
 $\dot{m} = 90 \text{ kg/h}$

En el inicio de la prueba sin desenfocar, aparece en la salida de la línea de concentración vapor en condiciones termodinámicas de saturado o sobrecalentado, e inmediatamente después de desenfocar una sección de la línea de concentración. se presenta en la salida la mezcla bifásica vapor-líquido; conforme aumenta el tiempo de desenfoque. la mezcla bifásica se compone de agua caliente y vapor con alto contenido de humedad, manteniéndose así hasta después de 10 o 20 segundos de volver a enfocar la línea de concentración. Si el tiempo de desenfoque es prolongado. también será el tiempo de recuperación de la temperatura del fluido. Después de enfocarse nuevamente el receptor se presentan pequeñas inestabilidades a causa del aumento de la masa de vapor y de su calidad. en forma de ligeras vibraciones mecánicas y deflexiones instantáneas del orden de 8 a 12 mm ascendentes.

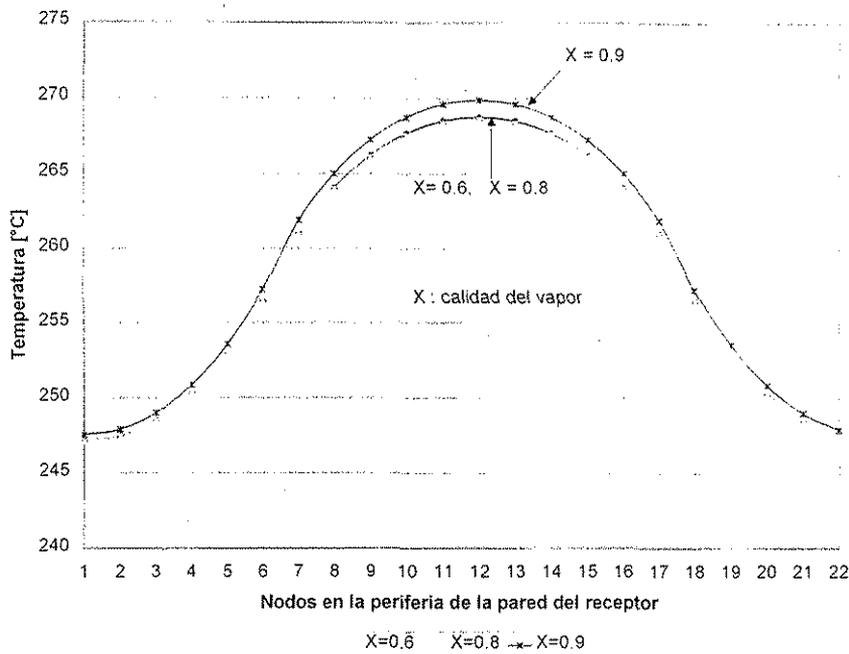


Figura 31. Distribución de temperaturas en la periferia del receptor  
 $D = 25.4 \text{ mm}$ ,  $G = 800 \text{ W/m}^2$ ,  $\dot{m} = 90 \text{ kg/h}$

Durante la misma prueba se obtuvo que para un flujo másico establecido, la combinación de presión y temperatura definen la calidad de la mezcla bifásica y con ello las consecuencias sobre el comportamiento del receptor. Cuando en la salida al final de la línea de concentración, las condiciones termodinámicas de la mezcla bifásica indican una calidad menor de 0.8, se presenta la deflexión con menos valor que cuando la mezcla posee una calidad mayor de 0.8. Lo anterior indica que dentro del régimen de flujo estratificado al conocer de la calidad del vapor, puede establecerse un estado más drástico para el comportamiento térmico y de deflexión del receptor.

La figura 31 muestra la distribución de temperaturas en la periferia del receptor, generada para diferentes valores de la calidad del vapor, entre  $x = 0.6$  y  $x = 0.8$ , la diferencia es apenas notable, y que al aumentar la calidad del vapor a  $x = 0.9$  serán mayores las temperaturas en la pared del receptor, y ligeramente más grande el gradiente térmico. Por lo anterior, se esperaría que el estado más drástico dentro del flujo estratificado es cuando se tiene una calidad del vapor de 0.9.

### 3.1.4 Generación de vapor en estado estable

Los resultados del comportamiento de los receptores de acero y de cobre-acero que hasta el momento se han presentado, corresponden a pruebas experimentales en condiciones transitorias de generación directa de vapor, siendo aquellas cuando la alimentación de agua a través del receptor es repentina, o cuando se simula la presencia de nubes desenfocando y enfocando el receptor.

A continuación se describen los resultados experimentales al generar vapor directamente en condiciones de estado estable.

En el proceso de generación directa de vapor existe una zona en el tubo receptor donde aparece la mezcla bifásica líquido-vapor, y por los flujos másicos en estas pruebas experimentales se concluye que en su mayoría, el flujo bifásico es estratificado. El objetivo es conocer los efectos adversos que este flujo genera en el receptor o en el sistema de concentración, especialmente si ocurre deflexión en algún segmento de la línea del receptor, al grado que se considere de precaución.

#### Condiciones de prueba

Por lo que se refiere al flujo másico, éste se mantiene constante en 90 kg/h, y el nivel de irradiancia solar se considera también constante ( $750 \text{ W/m}^2$  promedio durante las pruebas). El receptor es de acero, de 25.4 mm de diámetro.

Se emplearon cinco módulos de concentradores, cada uno con las dimensiones y características físicas que se describen en el capítulo 2 formando un circuito del tubo receptor de 72.5 m. El receptor instalado en el concentrador se divide en cinco segmentos con soportes que lo mantienen en la línea focal. En el punto de alimentación de agua se instaló un medidor de presión y uno de temperatura, ambos cada 14.5 m, y al final del circuito; en la parte central de cada concentrador se instaló un mecanismo de medición de la deflexión.

Desenfocado el tubo receptor se llenó con agua a temperatura ambiente ( $25^\circ\text{C}$ ), posteriormente se enfocó para calentarse y cuando se alcanzaron las condiciones térmicas del fluido entre 180 y

200°C y presión de 9 a 10 kg/cm<sup>2</sup>, se abrió la válvula instalada al final del circuito en proporciones de ¼, ½ y ¾ de la apertura total. La cual en diferentes proporciones, permite variar la velocidad del flujo bifásico dentro del receptor; al variar la velocidad del fluido, cambian las condiciones termohidráulicas de generación de vapor; razón por lo cual el receptor es sometido a diferentes condiciones de operación.



#### Resultados de las pruebas experimentales

Cuando se abre la válvula, el flujo de vapor se estabiliza a las condiciones de  $T = 170^{\circ}\text{C}$ , y  $p = 7$  kg/cm<sup>2</sup>. Las deflexiones se presentaron a la mitad del circuito de la línea del receptor entre los 45 y 55 m en los módulos 3 y 4. Las deflexiones ascendían a valores entre 5 y 8 mm, siendo la mayor deflexión de 10 mm. Otro acontecimiento común que se presentó fueron las vibraciones del tubo receptor en las mismas zonas que ocurría la deflexión; las vibraciones fueron acompañadas de sonidos de tensión del receptor. En el quinto módulo también se nota una ligera deflexión del receptor, acompañada por la vibración que provoca una reacción generada por la repentina salida del vapor al abrir la válvula, esto hace que la deflexión originada por el flujo bifásico no se muestre completamente.

Las flexiones entre los módulos 3 y 4 no siempre ocurren en el mismo segmento ya que dependen del valor de presión y temperatura, esto es, si las condiciones térmicas del fluido son  $T = 170^{\circ}\text{C}$  y  $p = 7$  kg/cm<sup>2</sup>, la deflexión ocurre en los segmentos del módulo 3 a una distancia del circuito de 36.5 m. si las condiciones son de  $T = 160^{\circ}\text{C}$  y  $p = 4.6$  kg/cm<sup>2</sup>, la deflexión ocurre en los últimos segmentos del módulo 4, extendiéndose hasta el primer segmento del módulo 5, entre los 50 y 60 m de la longitud del receptor. Lo que sucede es que la zona del flujo bifásico se desplaza a través del tubo receptor entre los concentradores 3, 4 y parte del 5 de acuerdo con la combinación entre presión y temperatura del fluido en el interior del receptor y el grado de apertura de la válvula.

Si el fluido se mantiene a una velocidad constante mientras la válvula esté abierta a ¼ de la apertura total, en el momento en que la válvula se abre a más de ½ del total, la velocidad del fluido aumenta, haciendo que las vibraciones en el sistema de concentración sean más severas. Entonces, como la velocidad del agua en fase líquida también aumenta, ésta origina que la zona de la mezcla bifásica se extienda cubriendo mayor longitud de la línea del receptor; por tanto,

quedan expuestos más segmentos del receptor a los efectos del flujo bifásico estratificado, creciendo así la posibilidad a flexionarse.

Tomando algunas combinaciones de presión y temperatura, y conociendo la calidad de la mezcla bifásica podría saberse el estado termodinámico del fluido dentro del receptor, y así establecer si éste provocaría o no la deflexión. Es decir que si la combinación de presión y temperatura son condiciones para tener vapor sobrecalentado, y se abre la válvula no existe deflexión, o ésta es mínima al grado de desprejarse, únicamente se presentarían vibraciones provocadas por la presión del vapor a la salida.

### **3.2 Resultados teóricos**

Con datos obtenidos del estudio experimental realizado a los receptores de pared cobre-acero y de acero (en la sección anterior), se procede a simular teóricamente su comportamiento térmico variando los parámetros con mayor influencia en la generación directa de vapor. Primero se hace uso del modelo teórico para obtener la distribución de temperaturas para el receptor de acero y el de cobre-acero, con datos de entrada similares a los obtenidos durante las pruebas experimentales. A continuación se toman los resultados de dos pruebas, las más representativas, y se grafican junto con los resultados obtenidos teóricamente en las figuras 32 y 33.

Posteriormente sólo se presentan resultados teóricos; en primer lugar, para el receptor de acero, y después para el receptor de cobre-acero. Por último la comparación entre ambos receptores con las mismas condiciones de generación de vapor.

#### **3.2.1 Resultados teóricos vs resultados experimentales**

Para poder realizar comparaciones entre resultados teóricos y experimentales, y debido a que los experimentos son esencialmente transitorios; en esta sección se aplica la ecuación de conducción de calor en estado transitorio para el análisis de transferencia de calor en un sistema bidimensional como el que se muestra en la figura 6, sujeto a las mismas condiciones de frontera que se establecen en la sección 2.1.1 para un tiempo mayor que cero.

$$\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 T}{\partial \phi^2} = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad (26)$$

La solución a esta ecuación se realiza empleando el método numérico de diferencias finitas apoyándose en la maya presentada en la figura 6, tomando las temperaturas iniciales de los resultados del análisis de transferencia de calor en estado estacionario, con las propiedades de los materiales que aparecen en el apéndice A.

La figura 32 muestra los resultados de la simulación de las temperaturas en la periferia del receptor cobre-acero, donde  $T = f(\phi, r, \tau)$ .

Los resultados de aplicar el análisis transitorio al estudio del comportamiento del receptor bimetalico se reflejan en los resultados de la figura 32, que corresponden a la simulación de las temperaturas en la periferia del receptor bajo las siguientes consideraciones: la irradiancia solar incide en la parte inferior, se tiene la presencia de un flujo bifásico estratificado, el nodo 1 corresponde a la parte superior, el nodo 12 a la parte inferior y el nodo 22 también coincide con la parte superior del receptor. La región del tubo receptor seleccionada para efectuar la simulación coincide con la mitad del tubo receptor, es decir, a 1.6 m a partir del punto de alimentación del flujo de agua.

Debido a que la parte inferior del receptor se encuentra en contacto con la fase líquida en la superficie interna y con flujo de irradiancia solar en la superficie externa, en esta zona se notan mayores saltos térmicos en los primeros segundos ( $t= 5$  s): a medida que el tiempo transcurre el cambio de temperatura disminuye tendiendo cada vez a ser menores los saltos térmicos; lo cual se atribuye a la influencia de la irradiancia solar en esta región, impidiendo mayores cambios de temperatura a pesar del posible enfriamiento de la fase líquida en la superficie interna.

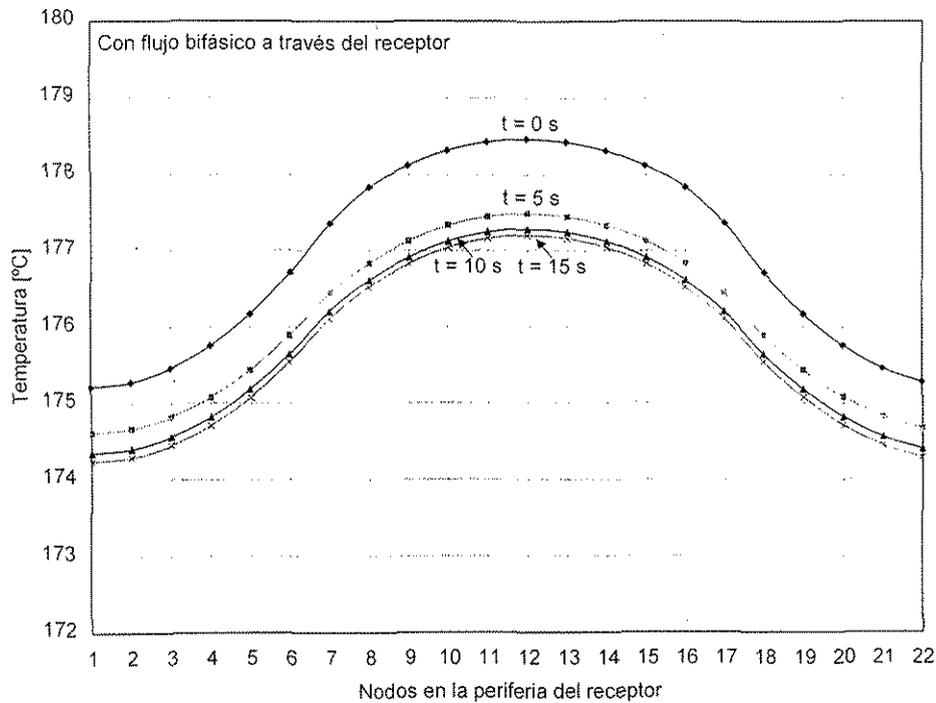


Figura 32 Distribución de temperaturas en la periferia del receptor bimetálico en función del tiempo

Por otro lado, la parte superior se encuentra en contacto con la fase vapor en la superficie interna y en la superficie externa se consideran pérdidas de calor por convección, ya que en ambas superficies los coeficientes de transferencia de calor son relativamente bajos ( $49.6 \text{ W/m}^2 \text{ K}$  para la superficie interna y  $22.8 \text{ W/m}^2 \text{ K}$  para la superficie externa) en esta región los cambios de temperatura disminuyen en menor grado debido a que no hay influencia de la irradiación solar.

La evolución de las temperaturas de la parte superior e inferior de la pared del receptor desde  $t = 0$  segundos hasta  $t = 45$  segundos se presenta en la figura 33. esta simulación corresponde a una distancia  $b = 1.6 \text{ m}$  a partir del punto de alimentación de agua. Desde  $t = 0 \text{ s}$  a  $t = 10 \text{ s}$  el receptor aún no contiene agua en su interior por lo que la temperatura en este intervalo de tiempo no cambia. después de  $t = 10 \text{ s}$  hasta  $t = 25 \text{ s}$  se presenta el flujo bifásico estratificado notando se las caídas de temperatura en las dos regiones, con mayor grado en la parte que esta en contacto con la fase líquida.

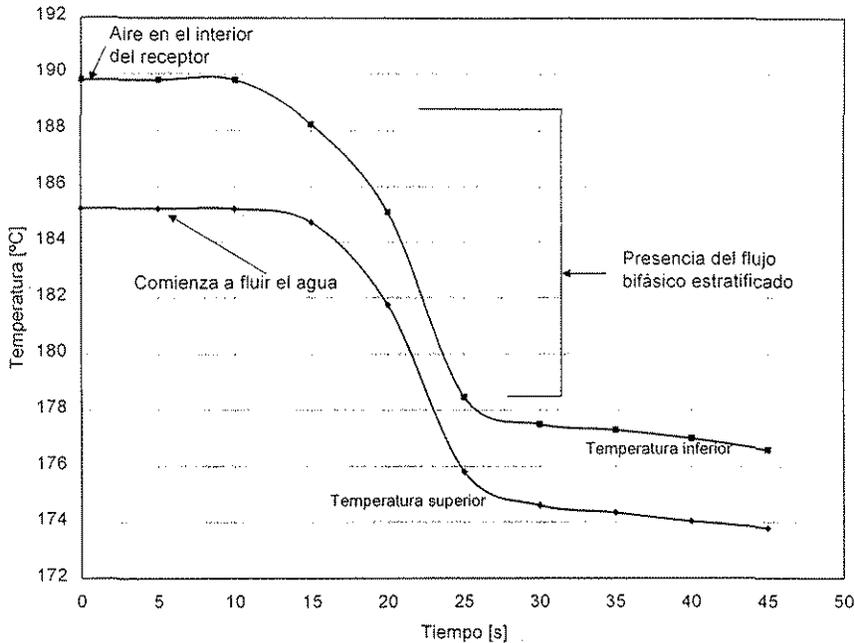


Figura 33 Simulación de las temperaturas en la parte inferior y superior del receptor bimetálico con influencia del flujo bifásico estratificado

Posteriormente las temperaturas descienden a menor velocidad, con la tendencia hacerse más pequeños los cambios de temperatura. Es de resaltar en esta gráfica el cambio de temperatura cuando el receptor no contiene agua y cuando se ha formado el flujo bifásico, siendo esta variación de temperatura tan drástica lo que en la práctica provoca la deflexión térmica.

A partir de la medición de la temperatura en seis puntos de la pared externa de los receptores a una distancia de 1.6 m de la entrada del flujo másico, se generan los resultados que se grafican en las figuras 34 para el receptor de acero y figura 35 para el receptor de cobre-acero; independientes del tiempo ( $dT/dt = 0$ ), pero con la influencia del flujo bifásico estratificado.

Al simular la distribución de temperaturas en la pared del receptor de acero se generó la gráfica de la figura 34, la cual muestra una máxima diferencia de temperaturas entre la región más caliente y la más fría, de  $9.49^{\circ}\text{C}$ ; en los resultados experimentales se obtiene una diferencia de temperaturas de  $9.88^{\circ}\text{C}$ . La misma comparación se hace para el receptor de pared cobre-acero; ahora, la diferencia de temperaturas generada por simulación es de  $3.12^{\circ}\text{C}$  (figura 35), mientras

que en los resultados experimentales los gradientes térmicos oscilan alrededor de  $4.6^{\circ}\text{C}$  (figuras 27 y 28).

Una situación muy similar sucede con los resultados teóricos del receptor cobre-acero al presentar mayores gradientes térmicos que en los resultados experimentales. La diferencia de  $0.5^{\circ}\text{C}$  para el receptor de acero y de  $\sim 1.5^{\circ}\text{C}$  para el receptor cobre-acero entre los resultados de simulación y los experimentales se atribuye principalmente a que durante el calentamiento del receptor, no se logra realmente un flujo de calor uniforme en la pared del tubo; así mismo, las pérdidas de calor al ambiente no son estables, mientras que en el modelo matemático todos los parámetros se consideran estables.

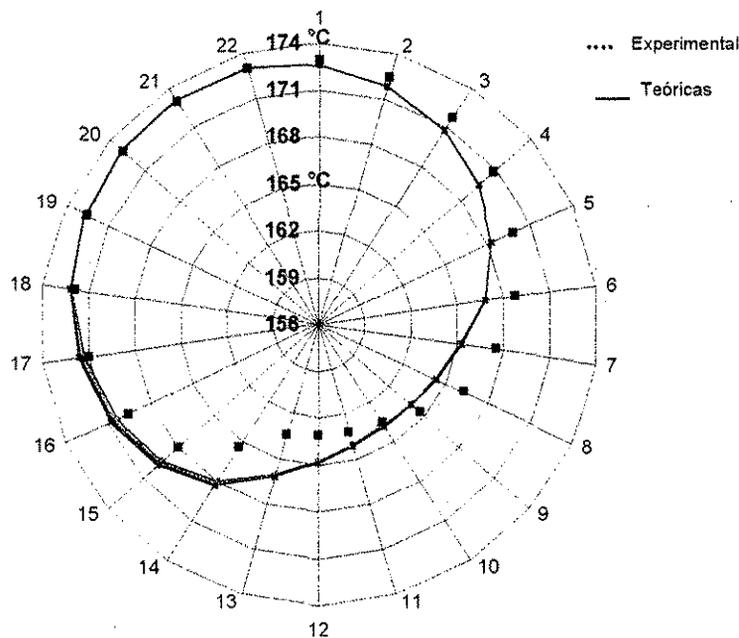


Figura 34. Comparación de la distribución de temperaturas. experimental y teórica para el receptor de acero

Debido a la configuración geométrica que adopta el flujo bifásico en el interior del tubo, y el flujo de irradiancia solar incidente en la pared del mismo (figura 6) la temperatura mayor y la menor no se tienen en la parte superior e inferior, sino que la primera aparece donde existe la combinación, el máximo calentamiento y la menor transferencia de calor entre el fluido y la pared. Por su parte, la temperatura menor es donde existe en combinación el menor calentamiento y el mayor coeficiente convectivo respectivamente.

Basándose en la gráfica obtenida del modelo matemático correspondiente a la distribución de temperaturas en la pared del receptor (figura 34), la mayor temperatura se logra en la región donde existe el máximo flujo de irradiancia solar en la superficie exterior del receptor; en la superficie interna se tiene una mínima transferencia de calor entre la fase vapor y la pared del receptor.

En la misma forma, la menor temperatura se obtiene en la región cuando en la superficie exterior hay baja incidencia de irradiancia solar, y cuando en la superficie interna se tiene alta transferencia de calor entre la fase líquida y la pared del receptor. Estas zonas se encuentran entre los nodos 9 y 13 para la temperatura más baja, y entre los nodos 20 y 22 para la temperatura más alta en la gráfica de la figura 34. En la figura 35 (que corresponde al receptor de cobre-acero), la zona con menor temperatura se encuentra entre los nodos 9 y 12, y la de mayor temperatura entre los nodos 2 y 4, respectivamente.

Lo anterior permite afirmar que la variación de las zonas de menor y de mayor temperatura entre el receptor de acero y el de cobre-acero, depende principalmente de la distribución del flujo de calor en la pared del receptor.

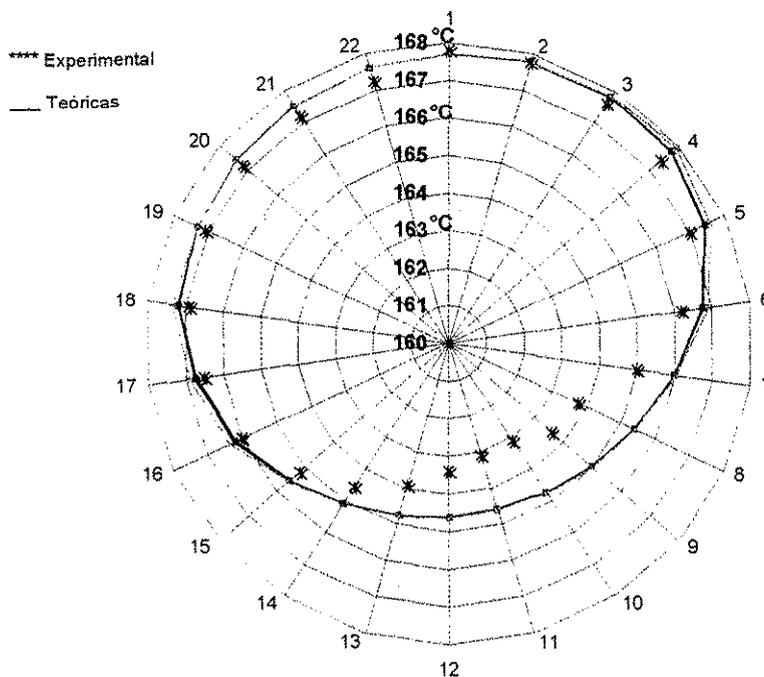


Figura 35. Comparación de la distribución de temperaturas, experimental y teórico para el receptor de cobre-acero.

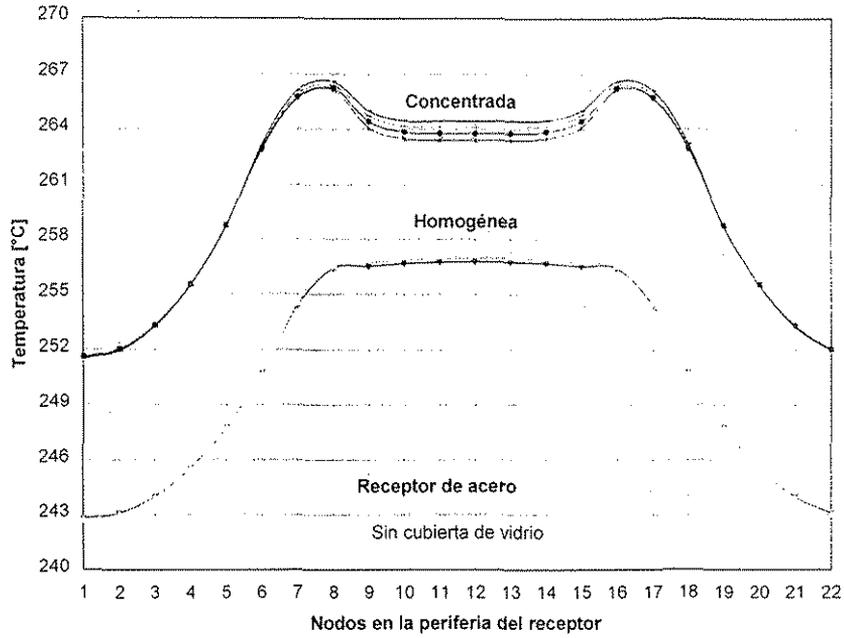
### 3.2.2 Simulación teórica para el receptor de acero

Hasta aquí el modelo numérico ha sido validado, en primer lugar con datos de la literatura que considera para la simulación propiedades termohidráulicas de la mezcla bifásica a altas presiones (30 y 60 bar); en segundo lugar se validó el modelo mediante simulaciones con datos de entrada similares a los que se usaron durante las pruebas experimentales. se compararon los resultados (figuras 34 y 35) y se obtuvo una buena concordancia. Por tanto, el análisis efectuado en las secciones anteriores y los resultados de comparar usando el modelo teórico vs las pruebas experimentales, son una referencia confiable para afirmar que la forma numérica podrá predecir el comportamiento térmico, así como la deflexión del receptor bimetalico o del de acero bajo, diversas condiciones termohidráulicas de la mezcla bifásica .

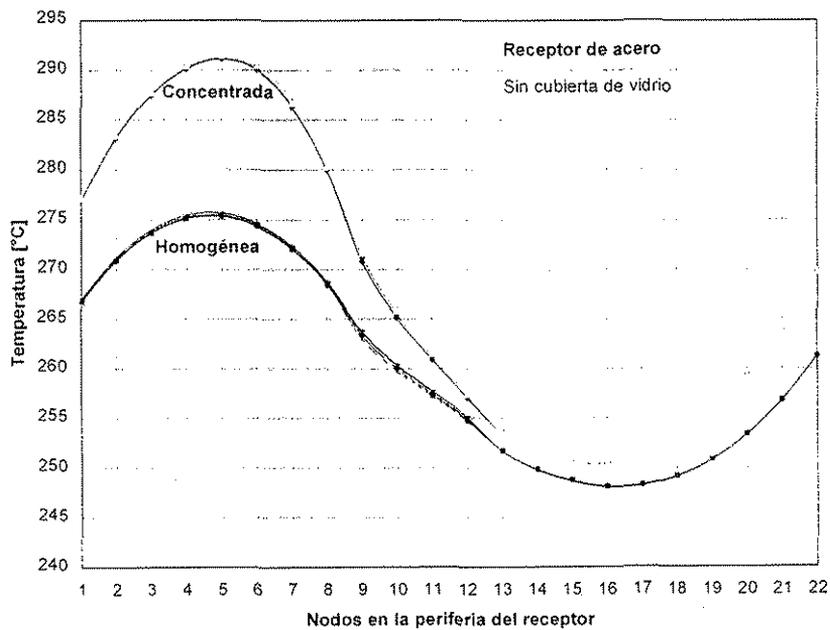
De lo anterior puede concluirse que con base en el modelo teórico desarrollado es factible predecir el comportamiento de los receptores de acero y el de pared bimetalica, mediante el conocimiento de la distribución de temperaturas en la periferia del receptor. En esta sección se hace la evaluación del receptor de acero y en la siguiente se realiza para el receptor de pared bimetalica cobre-acero.

Las gráficas que se presentan en las figuras de la 36 a la 39 corresponden al receptor de acero: se generaron considerando las variantes: 1) El ángulo de incidencia de la irradiancia solar, incidiendo en la parte inferior y en la parte lateral. 2) Distribución de la irradiancia solar en la pared del receptor, homogénea o concentrada en la superficie exterior del receptor, incidiendo en la parte inferior, en la lateral o alrededor de todo el tubo, (las figuras 6a, b describen cuándo la distribución de irradiancia se considera homogénea y cuándo concentrada): 3) Con o sin cubierta de vidrio envolviendo el receptor, y 4) Variando el flujo másico, siempre y cuando se mantenga el régimen estratificado.

Los valores de irradiancia solar ( $G = 800 \text{ W/m}^2$ ) y flujo másico ( $m = 90 \text{ kg/h}$ ), son aquellos con los que normalmente de manera experimental se generó el flujo estratificado, y ahora se adoptan en el análisis teórico de simulación. En la leyenda de cada figura aparecen los valores de los principales parámetros empleados en la simulación.



$D_i = 31.7 \text{ mm}$ .  $L = 3.8 \text{ mm}$ .  $\dot{m} = 90 \text{ kg/h}$ .  $G = 800 \text{ W/m}^2$ .  $V_v = 2 \text{ m/s}$



$D_i = 31.7 \text{ mm}$ .  $L = 3.8 \text{ mm}$ .  $\dot{m} = 90 \text{ kg/h}$ .  $G = 800 \text{ W/m}^2$ .  $V_v = 2 \text{ m/s}$

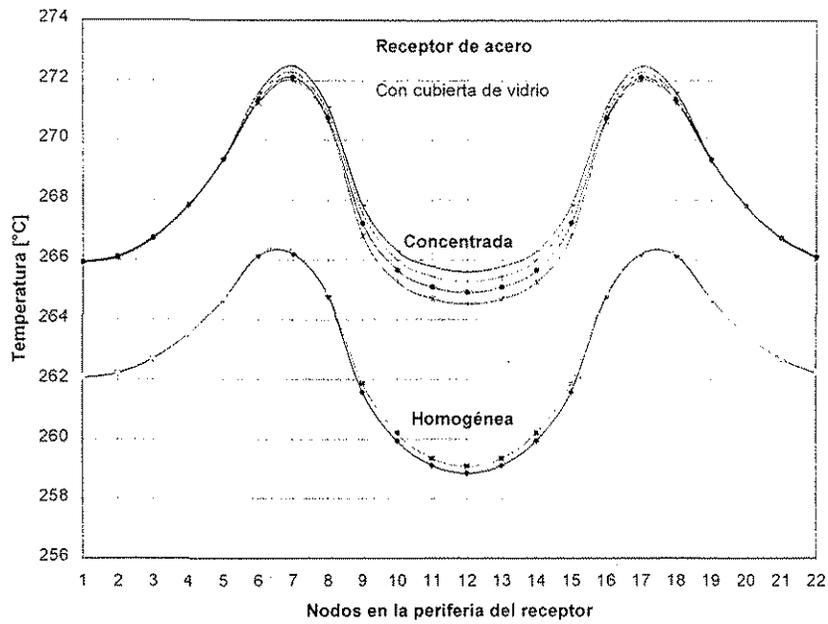


Figura 38. Distribución de temperaturas azimutal y radial en la pared del receptor de acero, con irradiación en la parte inferior  
 $D_i = 31.7 \text{ mm}$ ,  $L = 3.8 \text{ mm}$ ,  $\dot{m} = 90 \text{ kg/h}$ ,  $G = 800 \text{ W/m}^2$ ,  $V_v = 2 \text{ m/s}$

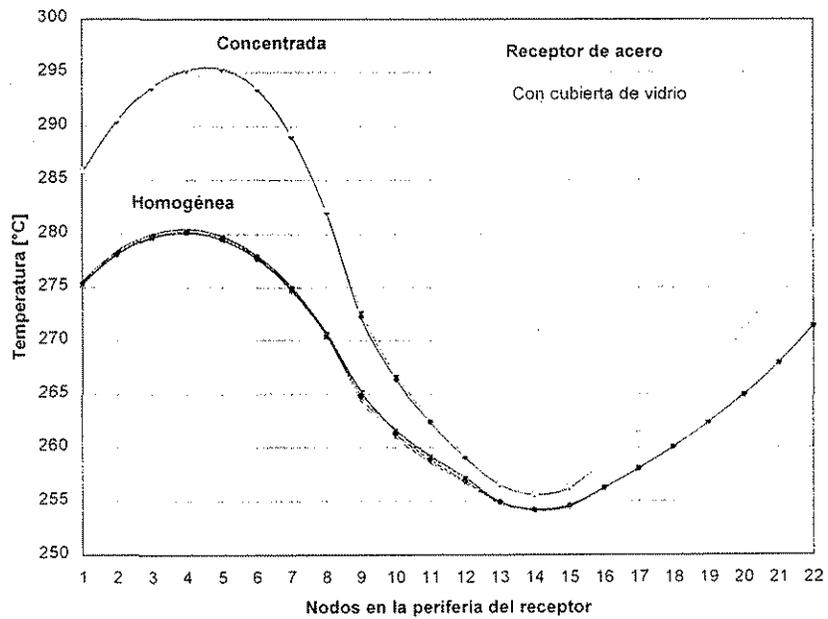


Figura 39. Distribución de temperaturas azimutal y radial en la pared del receptor de acero, con irradiación en la parte lateral  
 $D_i = 31.7 \text{ mm}$ ,  $L = 3.8 \text{ mm}$ ,  $\dot{m} = 90 \text{ kg/h}$ ,  $G = 800 \text{ W/m}^2$ ,  $V_v = 0 \text{ m/s}$

Cuando la irradiancia incide en la parte inferior del receptor, el mayor gradiente térmico se alcanza sin cubierta de vidrio e irradiancia concentrada, siendo entre la zona más caliente y la más fría,  $266.6^{\circ}\text{C} - 251.5^{\circ}\text{C} = 15.1^{\circ}\text{C}$  (figura 36); mientras que el menor gradiente térmico se logra en el receptor con irradiancia homogénea y con cubierta de vidrio,  $266.38^{\circ}\text{C} - 259.09^{\circ}\text{C} = 7.29^{\circ}\text{C}$  (figura 36).

Cuando la simulación se hace con cubierta de vidrio, indica que en la región donde no hay incidencia de irradiancia solar en la pared del receptor, se considera una zona adiabática, y en el caso en el que se simula sin cubierta de vidrio indica que en la región donde no hay incidencia de irradiancia solar, se considera una zona con transferencia de calor entre el tubo receptor y el aire del ambiente, es decir, existen pérdidas térmicas al medio ambiente. Las figuras 36 y 37 muestran con detalle lo último, ya que en los primeros y últimos nodos que corresponden a la parte superior del receptor, la temperatura decrece como consecuencia de las pérdidas de calor de esta región de la pared con el aire ambiente

Ahora, cuando la irradiancia incide en la parte lateral, el mayor gradiente térmico en la pared del receptor se logra sin cubierta de vidrio e irradiancia concentrada, siendo su valor de  $291.73^{\circ}\text{C} - 250.347^{\circ}\text{C} = 41.38^{\circ}\text{C}$  entre la región más caliente y la más fría (figura 26). El menor gradiente térmico ocurre con irradiancia homogénea y con cubierta de vidrio, con  $280.336^{\circ}\text{C} - 254.255^{\circ}\text{C} = 26^{\circ}\text{C}$  (figura 30).

En cuanto a la diferencia de temperaturas radial, el mayor gradiente se presenta cuando la irradiancia solar es concentrada e incide en la parte inferior, con cubierta de vidrio o sin ella y corresponde a la zona donde se encuentra la película del líquido en la pared interna y en la externa incide el mayor porcentaje de irradiancia; este gradiente se ha considerado despreciable ya que en los peores casos, el máximo valor asciende únicamente a  $1.08^{\circ}\text{C}$ : específicamente, este valor corresponde al nodo 12 de la figura 29, con las condiciones de simulación ahí indicadas, donde puede notarse que las líneas de la gráfica para irradiancia concentrada, se separan por la diferencia de temperaturas radial.

En líneas precedentes se ha dado la explicación de por qué en ciertas zonas de la pared del receptor se logra mayor temperatura que en otras, en dirección azimutal.

Lo anterior es básico para proponer la sustitución del receptor de acero por el de pared bimetálica cobre-acero. cuyo análisis se dará más adelante.

### 3.2.3 Simulación teórica para el receptor bimetálico

En esta sección se estudia el comportamiento térmico del receptor de pared bimetálica cobre-acero aplicando el modelo teórico de simulación. Con objeto de resaltar las propiedades del receptor bimetálico para disminuir los gradientes térmicos que originan la deflexión al grado de considerarse despreciable, se toman como referencia las mismas condiciones bajo las cuales se simuló el receptor de acero, y que posteriormente se emplearán para compararse entre ellos.

Ya que el receptor de pared cobre-acero es una propuesta para eliminar o reducir al máximo los efectos transitorios causados por la formación repentina del flujo bifásico estratificado durante la GDV, se hace una comparación entre los resultados del comportamiento del receptor bimetálico con incidencia de la irradiancia solar en la parte inferior, y aquellos cuando la irradiancia incide en la parte lateral del mismo, siendo las dos variantes en relación al ángulo de incidencia las que ocurren en el transcurso del año o del día, dependiendo de la orientación del concentrador. También se obtienen resultados del receptor bimetálico tomando en cuenta, o no el uso de la cubierta de vidrio; y para todos los casos, tal como se hizo con el receptor de acero, se varia el tipo de distribución de flujo de calor, con distribución homogénea y concentrada.

Cuando la irradiancia solar incide en la parte inferior del receptor, la diferencia de temperaturas es menor, ya que la mayor parte del flujo incide en la zona donde internamente existe líquido en contacto con la pared y éste absorbe la energía recibida. Cuando la irradiancia incide en dirección lateral, sólo una fracción de ésta tiene contacto con la fase líquida internamente; la otra incide en la región donde la fase vapor existe y la transferencia de calor es muy pobre, generándose así un mayor gradiente térmico. Por tanto, el efecto de un transitorio es más drástico para el receptor cuando la irradiancia solar directa incide en dirección lateral que cuando incide en la parte inferior, durante la generación directa de vapor con flujos másicos de agua relativamente pequeños.

Las gráficas que a continuación se presentan, como ya se mencionó son resultado de simulaciones en condiciones similares a aquellas obtenidas para el receptor de acero (figuras 36 a 39). Tanto para el receptor bimetalico como para el de acero la distribución de flujo de calor llamada concentrada, es la que genera el comportamiento térmico más drástico que cuando la distribución es homogénea. Con estas gráficas podrá compararse la respuesta a los efectos transitorios entre un receptor y otro, y reforzar la propuesta de usar el receptor de pared cobre-acero con las variantes principales presentes durante el proceso de generación directa de vapor.

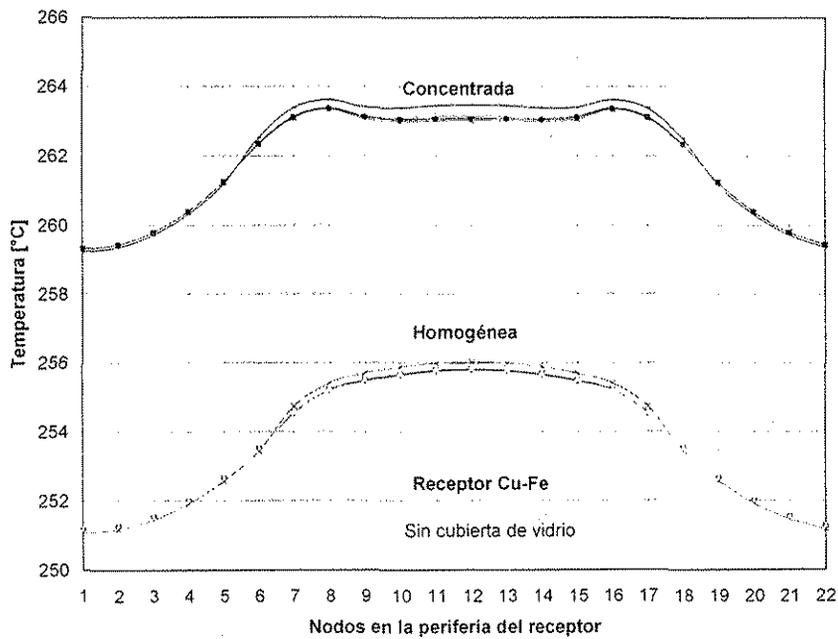


Figura 40. Distribución de temperaturas en la pared del receptor cobre-acero, con irradiancia homogénea y concentrada incidiendo en la parte inferior  $D_i = 31.7 \text{ mm}$ ,  $L = 2.6 \text{ mm}$ ,  $\dot{m} = 90 \text{ kg/h}$ ,  $G = 800 \text{ W/m}^2$ ,  $V_v = 2 \text{ m/s}$

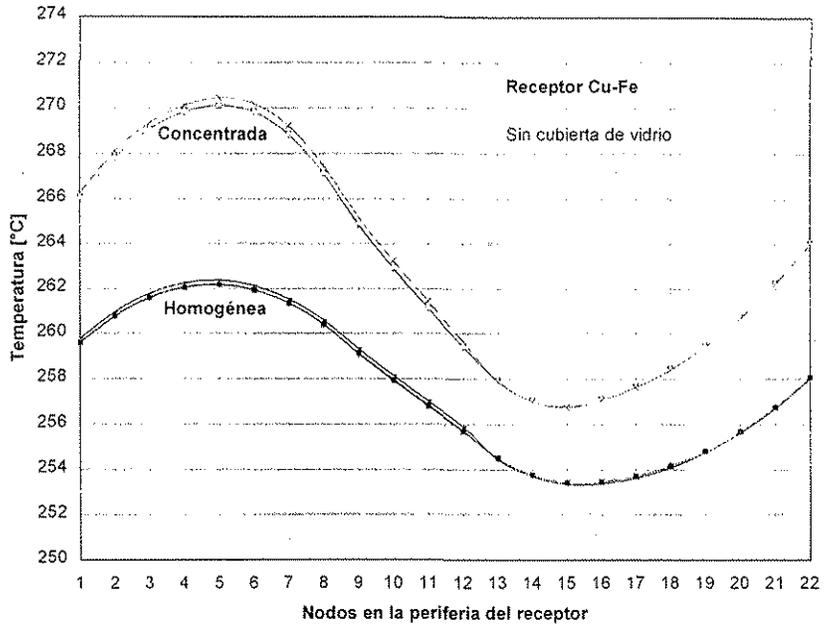


Figura 41. Distribución de temperaturas en la pared del receptor cobre-acero, con irradiación homogénea y concentrada incidiendo en la parte lateral  $D_i = 31.7$  mm,  $L = 2.6$  mm,  $\dot{m} = 90$  kg/h,  $G = 800$  W/m<sup>2</sup>,  $V_c = 2$  m/s

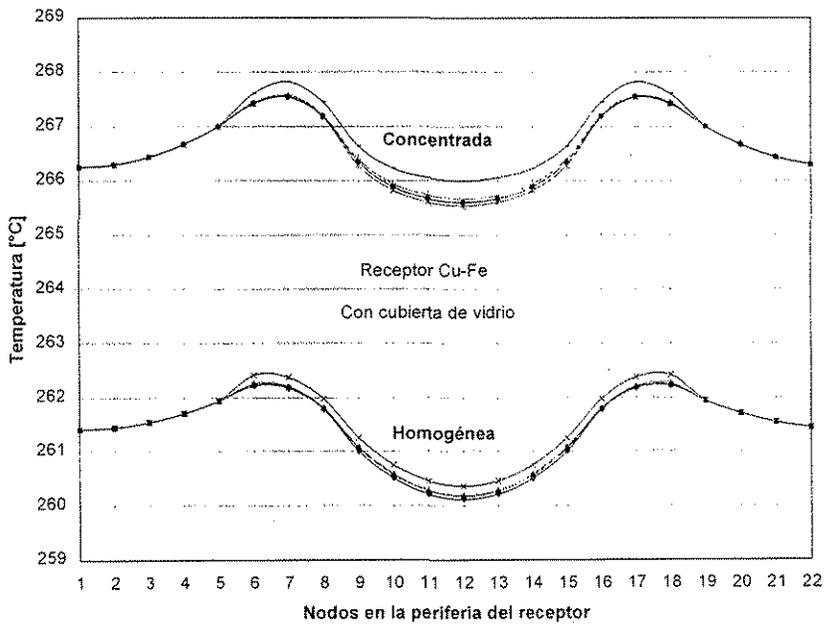


Figura 42. Distribución de temperaturas azimutal y radial en la pared del receptor cobre-acero, con irradiación en la parte inferior  $D_i = 31.7$  mm,  $L = 2.6$  mm,  $\dot{m} = 90$  kg/h,  $G = 800$  W/m<sup>2</sup>,  $V_c = 0$  m/s

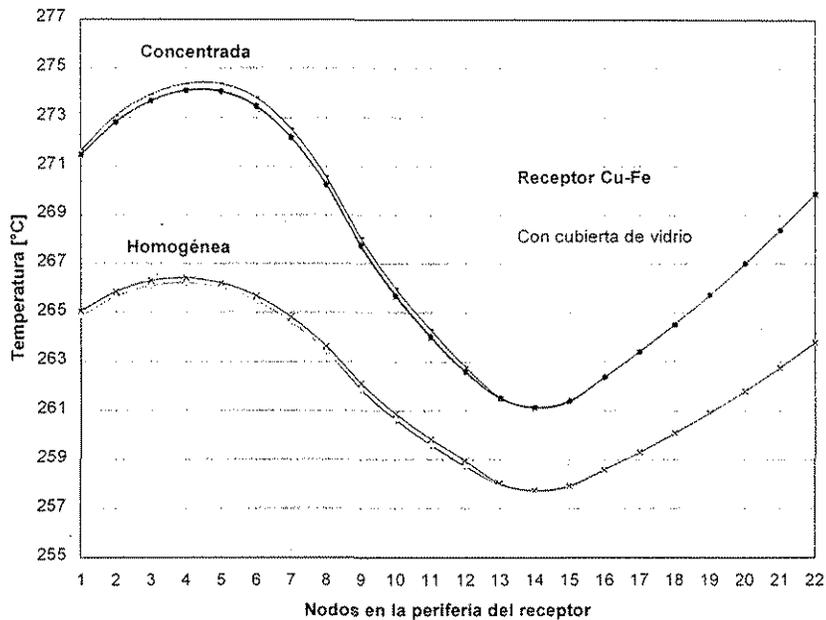


Figura 43. Distribución de temperaturas azimutal y radial en la pared del receptor cobre-acero, con irradiación en la parte lateral  
 $D_i = 31.7 \text{ mm}$ ,  $L = 2.6 \text{ mm}$ ,  $\dot{m} = 90 \text{ kg/h}$ ,  $G = 800 \text{ W/m}^2$ ,  $V_v = 0 \text{ m/s}$

Revisando las gráficas de las figuras 40 a 43, es notable que al usar el receptor de pared cobre-acero se disminuye en gran medida el gradiente térmico comparado con el que se logra al usar el receptor de acero: la mayor diferencia de temperaturas para el receptor cobre-acero se alcanza cuando la irradiación que se concentra, incide en dirección lateral y no se usa cubierta de vidrio; siendo el valor de  $270.448^\circ\text{C} - 256.75^\circ\text{C} = 13.698^\circ\text{C}$ , entre la región más caliente y la más fría (figura 41).

Al comparar los gradientes térmicos anteriores con los resultados experimentales, el valor de la deflexión del receptor bimetalico para un cambio de temperatura de  $13.7^\circ\text{C}$  durante un transitorio correspondería a 1 cm, lo cual prácticamente elimina el problema de ruptura del tubo de vidrio que envuelve el receptor.

Por otro lado, teóricamente se comprueba que la peor condición durante la generación directa de vapor, es cuando la irradiación solar directa incide en dirección lateral en la pared del receptor.

Con respecto a los gradientes térmicos en dirección radial, éstos se consideran despreciables, ya que los máximos valores ascienden a  $0.4^{\circ}\text{C}$  cuando la distribución de flujo de calor se concentra, con incidencia en la parte lateral y con cubierta de vidrio (figura 43).

#### 3.2.4 Análisis comparativo. receptor de acero vs receptor bimetálico cobre-acero

En las figuras 44, 45 y 46 podrán compararse los resultados del comportamiento térmico de los receptores de acero y de cobre-acero, ambos en las mismas condiciones de operación. De donde resulta que el receptor de cobre-acero es el mejor en cuanto a la capacidad de mantener el menor gradiente térmico para diferentes condiciones de prueba, lo cual indica que las inestabilidades generadas por los gradientes térmicos formados en la periferia del receptor, podrían reducirse hasta estimarlos como no perjudiciales para el sistema de concentración.

En las figuras 44 y 45 se presentan los resultados de esa simulación sin considerar el uso de la cubierta de vidrio, la primera es con incidencia de la irradiancia solar en la parte inferior y la segunda con incidencia en la parte lateral; en la región de la pared del receptor que no hay incidencia del flujo de calor, se supone que hay una influencia de la corriente de aire que provoca un enfriamiento.

Refiriéndose a la figura 44 el mejor desempeño, bajo la influencia del flujo estratificado lo tiene el receptor bimetálico; el máximo gradiente térmico es  $\Delta T = 4.9^{\circ}\text{C}$  con flujo de calor homogéneo, mientras que para el receptor de acero es  $\Delta T = 15.1^{\circ}\text{C}$ . Para explicar por qué los nodos 7 a 17 mantienen mayor temperatura, es por el hecho de que en la pared externa existe el mayor nivel de incidencia del flujo de calor a pesar de que en la parte interna fluye líquido en contacto con la pared.

En los nodos 1 a 7, y 17 a 22 la temperatura desciende; en esta región del tubo en la parte interna la transferencia de calor es entre la pared y la fase vapor, y aunque la transferencia de calor es baja, por la parte externa es alta entre la pared y el flujo de aire a temperatura ambiente. Para generar las cuatro gráficas de esta figura los coeficientes de transferencia de calor para la fase líquida, así como para la fase vapor se mantuvieron constantes por lo que la variación en el valor de las temperaturas lo definió el tipo de distribución de flujo. Por lo anterior, deberá ponerse

mayor atención al tipo de distribución de flujo, que como se vio influye en gran medida en el valor de las temperaturas de la pared del receptor; por tanto, en su comportamiento, como también se ha señalado la deflexión del receptor es función directa del gradiente térmico generado en la pared del mismo.

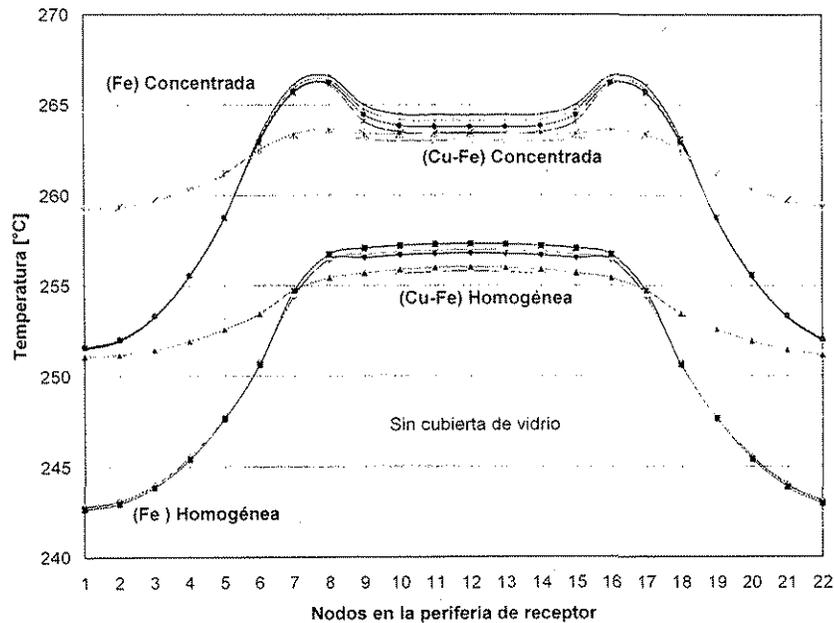


Figura 44 Distribución de temperaturas en los receptores de cobre-acero y de acero, con irradiación solar incidiendo en la parte inferior  
 $D_i = 31.7 \text{ mm}$ ,  $L_{\text{Cu-Fe}} = 2.6 \text{ mm}$ ,  $L_{\text{Fe}} = 3.8 \text{ mm}$ ,  $\dot{m} = 90 \text{ kg/h}$ ,  
 $G = 800 \text{ W/m}^2$ ,  $V_v = 2 \text{ m/s}$

En los resultados presentados en la figura 46 se incluye el uso de la cubierta de vidrio. Aquí el comportamiento de los receptores es similar al de la figura 45, que no incluye la cubierta de vidrio. La diferencia es que al recurrir a la cubierta de vidrio, se logran mayores temperaturas en la pared del receptor así como menores gradientes térmicos, la diferencia es más notable en el receptor de acero que en el de cobre-acero. Para el acero, el mayor gradiente térmico sin cubierta es  $\Delta T = 291.7^\circ\text{C} - 250.34^\circ\text{C} = 41.38^\circ\text{C}$ , mientras que con cubierta el mayor gradiente asciende a  $\Delta T = 295.96^\circ\text{C} - 255.84^\circ\text{C} = 40.12^\circ\text{C}$ . Para el cobre-acero, el mayor gradiente térmico sin cubierta es  $\Delta T = 270.45^\circ\text{C} - 248^\circ\text{C} = 13.69^\circ\text{C}$ , mientras que con cubierta el mayor gradiente asciende a  $\Delta T = 274.37^\circ\text{C} - 261.15^\circ\text{C} = 13.2^\circ\text{C}$ .

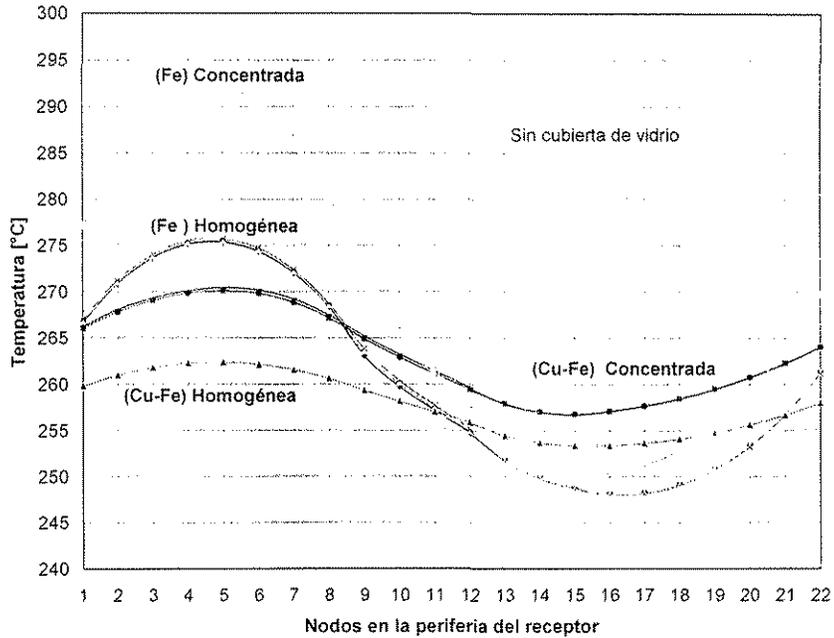


Figura 45. Distribución de temperaturas en los receptores de cobre-acero y de acero, con irradiación solar incidiendo en la parte lateral  
 $D_i = 31.7 \text{ mm}$ ,  $L_{\text{Cu-Fe}} = 2.6 \text{ mm}$ ,  $L_{\text{Fe}} = 3.8 \text{ mm}$ ,  $\dot{m} = 90 \text{ kg/h}$ ,  $G = 800 \text{ W/m}^2$ ,  $V_v = 2 \text{ m/s}$

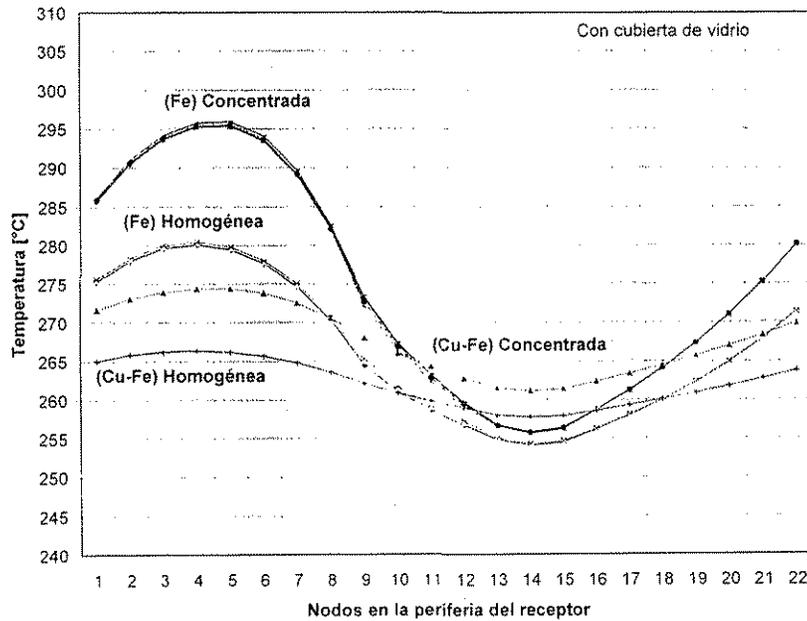


Figura 46. Distribución de temperaturas en los receptores de cobre-acero y de acero, con irradiación solar incidiendo en la parte lateral  
 $D_i = 31.7 \text{ mm}$ ,  $L_{\text{Cu-Fe}} = 2.6 \text{ mm}$ ,  $L_{\text{Fe}} = 3.8 \text{ mm}$ ,  $\dot{m} = 90 \text{ kg/h}$ ,  $G = 800 \text{ W/m}^2$ ,  $V_v = 0 \text{ m/s}$

Se hace a continuación un último análisis comparativo del comportamiento térmico de los receptores de acero y el de cobre-acero, con dos nuevas variantes: 1) Con flujo de calor en toda la periferia externa del receptor con irradiancia homogénea, y 2) Variando el flujo másico con valores de 60, 90, 120 y 150 kg/h.

#### 3.2.4.1 Comportamiento de los receptores de acero y de cobre-acero con flujo de calor en toda la periferia del receptor

Con la finalidad de mejorar el conocimiento del comportamiento térmico de los receptores, se hace una simulación de la distribución de temperaturas considerando incidencia de la irradiancia solar en toda la periferia del receptor. Aunque prácticamente esta condición resultaría imposible, bajo la configuración receptor-concentrador también es una condición extrema de operación del receptor durante la generación directa de vapor, principalmente por considerar que en la región de la pared del tubo en contacto con la fase vapor, incide la misma cantidad de irradiancia solar que en la zona del tubo en contacto con la fase líquida, lo cual conduciría a la formación de un mayor gradiente térmico. No obstante, la distribución de flujo de calor ahora propuesta, sería considerada a estudiar si en el futuro se contempla el uso de concentradores secundarios, o parabólicos compuestos.

En la figura 47 se muestra el resultado de este análisis comparando el comportamiento del receptor de acero con el receptor de cobre-acero, bajo los mismos parámetros de entrada de simulación indicados como leyenda en la parte inferior de la figura. Al recordar los resultados de las simulaciones anteriores, los gradientes térmicos en la figura entre la zona fría y la caliente son mayores, sobre todo cuando la irradiancia solar es del tipo homogénea. Si el flujo de calor es homogéneo en toda la pared externa del receptor cobre-acero, el gradiente de temperatura entre la zona más caliente (parte superior nodo 1) y la más fría (parte inferior nodo 12) es  $\Delta T = 11.15^{\circ}\text{C}$ , y cuando el flujo se encuentra con mayor porcentaje en la parte inferior del receptor es  $\Delta T = 2.4^{\circ}\text{C}$ , lo cual resulta bastante alejado del comportamiento del acero, ya que para el primer caso  $\Delta T = 33.45^{\circ}\text{C}$ , y para el segundo caso  $\Delta T = 8.8^{\circ}\text{C}$ .

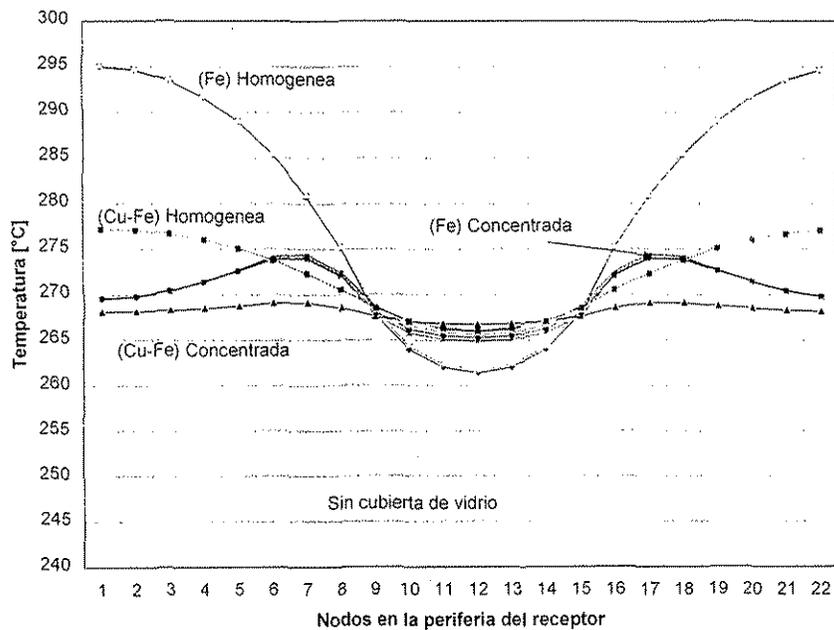


Figura 47. Distribución de temperaturas para el receptor de cobre-acero y acero, con irradiación en toda la pared externa del receptor

Cuando la irradiación solar es del tipo concentrada, las máximas diferencias de temperaturas ocurren en el nodo 7 y el 17, parte lateral del receptor, y el nodo 12 parte inferior; en esta distribución, la mayor parte de la irradiación solar está concentrada en la parte inferior del receptor y es absorbida por la fase líquida del agua. En los nodos laterales 7 y 17 incide el flujo de calor en un promedio de 60% del nivel máximo, y calienta la pared del tubo donde internamente fluye vapor; en esta zona la transferencia de calor es muy baja entre la pared y la fase vapor, por lo que la temperatura de la pared se mantiene más alta.

Como se mencionó, mantener el tipo de distribución de flujo homogéneo en toda la pared del receptor resulta complicado ante la misma configuración geométrica entre el tubo receptor y el canal parabólico; mientras que la distribución de flujo concentrada, en la práctica resulta más factible a ser generada. Sin embargo, lo anterior puede tomarse sólo como parte del análisis comparativo entre el comportamiento del receptor de acero y el bimetálico.

### 3.2.4.2 Comportamiento de los receptores de acero y cobre-acero con variación de flujo másico

Con el conocimiento de los efectos que tiene el tipo de distribución de flujo sobre el valor de las temperaturas en la pared del receptor, se realizó la siguiente simulación, considerando únicamente irradiancia solar concentrada (figura 6a), la cual en las simulaciones anteriores resultó ser más drástica que al considerar irradiancia solar homogénea. Las figuras 44, 45, y 46 verifican lo anterior donde se comparan ambos tipos de distribución de flujo; con irradiancia concentrada, el valor de las temperaturas es mayor, como también lo es el gradiente térmico logrado en la pared de los dos receptores.

Una prueba más a la que fue sometido el receptor bimetálico durante la GDV, fue variando el flujo másico y determinando la distribución de temperaturas en la pared; se simuló con flujo de 60, 90, 120 y 150 kg/h, con los cuales se mantuvo el régimen estratificado en un diámetro de tubería de 31.7 mm. La influencia de la variación del flujo másico se simuló siguiendo dos métodos, donde los parámetros involucrados en la formación del régimen estratificado se ven afectados de forma diferente para cada método. Primero se hizo variar el flujo másico; entonces los parámetros, tales como altura del nivel del líquido ( $\delta$ ), coeficientes de convección para la fase líquida y para la fase gas ( $h_f$  y  $h_g$ ), considerados como fundamentales en la distribución de temperaturas también cambian, es decir, en todos los parámetros hay variación excepto en la calidad del vapor (ver tabla 1). En el segundo método se hizo variar el flujo másico cambiando también la velocidad de la fase gas y de la fase líquida, así como los coeficientes de transferencia de calor de las dos fases (ver tabla 2), aquí se mantiene constante la altura del nivel de líquido y la calidad del vapor. La relación entre los coeficientes de convección fue menor comparados con los obtenidos al aplicar el primer método de simulación. Los principales parámetros involucrados y su variación al cambiar el valor del flujo másico, se muestran en la tabla 1 y 2 para el primero y segundo método.

Para el primer método de simulación cuando el flujo es 60 kg/h, menor es el área de la sección transversal del tubo que ocupa la fase líquida con respecto a cuando el flujo es de 90 y 120 kg/h; si el flujo de calor se mantiene constante para los tres flujos másicos, menor masa de agua enfría la pared del tubo, de ahí que para este caso, son mayores las temperaturas en la pared del receptor. Para los tres valores del flujo másico, el coeficiente de transferencia de calor para la

fase líquida es similar, pero el coeficiente de transferencia de calor para la fase vapor es mucho menor a  $134 \text{ W/m}^2\text{K}$  para el flujo de  $60 \text{ kg/h}$  comparado con los otros dos:  $192.77$  y  $251.63 \text{ W/m}^2\text{K}$  para  $90$  y  $120 \text{ kg/h}$  respectivamente, por lo que es menor la capacidad de enfriamiento de la pared por la fase vapor, manteniéndose más caliente la periferia del tubo y, por tanto es menor el gradiente de temperatura entre la zona más caliente y la más fría del receptor.

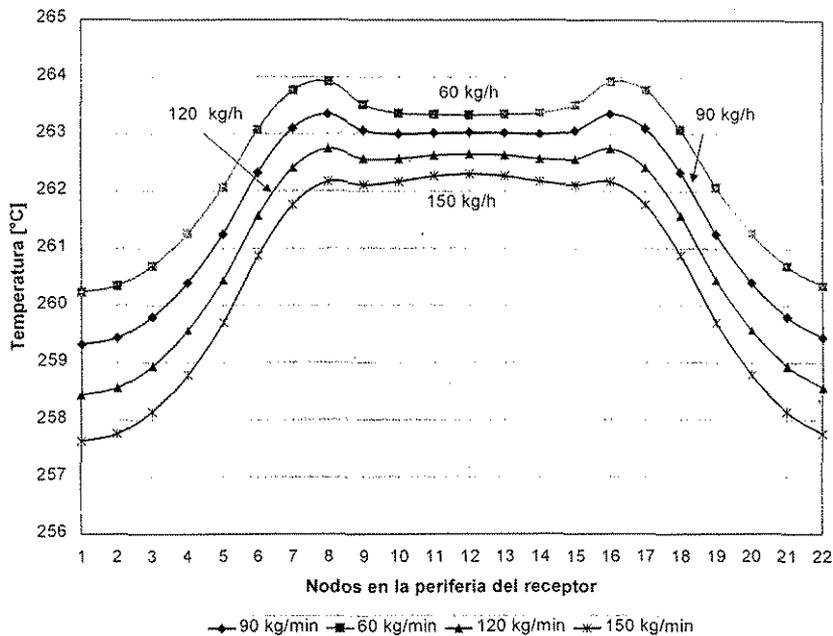


Figura 48. Distribución de temperaturas en la pared del receptor de cobre-acero, con variación del flujo másico. Primer método, tabla I

Cuando el flujo másico aumenta a  $90 \text{ kg/h}$  y a  $120 \text{ kg/h}$ , los coeficientes convectivos para la fase vapor aumentan a  $192.77$  y  $251.63 \text{ W/m}^2\text{K}$  respectivamente, lo cual indica que entre la fase vapor y la pared del receptor hay mayor enfriamiento, haciendo que el gradiente de temperatura entre la zona más caliente y la más fría sea mayor con respecto al obtenido cuando el flujo es  $60 \text{ kg/h}$ , siendo  $\Delta T_{60} = 3.69^\circ\text{C}$ ,  $\Delta T_{90} = 4.03^\circ\text{C}$  y  $\Delta T_{120} = 4.305^\circ\text{C}$  para flujos de  $60$ ,  $90$  y  $120 \text{ kg/h}$ . La relación del coeficiente convectivo para el flujo de  $60 \text{ kg/h}$  es grande ( $15.267$ ); para el de  $90 \text{ kg/h}$  disminuye ( $10.45$ ), y para  $120 \text{ kg/h}$  disminuye aún más ( $7.9769$ ).

Por otro lado, con base en el sentido común es obvio que si se tiene un flujo de calor constante calentando la pared del tubo, a medida en que mayor masa de agua circule será mayor el

enfriamiento de la pared; esto quedó demostrado con las gráficas de la figura anterior, en donde los coeficientes de transferencia de calor juegan un papel primordial.

A su vez, la figura 49 muestra resultados de la distribución de temperaturas para diferente flujo másico: esta figura se generó aplicando el segundo método de simulación, para lo cual la altura del nivel del líquido se mantiene constante; el incremento en la masa de agua se refleja no en el diámetro hidráulico o altura del nivel del líquido, sino en el aumento de la velocidad de la fase líquida y la de vapor, y conforme aumentan las velocidades de las fases también incrementan los coeficientes de transferencia de calor.

Con el flujo de 60 kg/h las temperaturas en la periferia del receptor tienen el más alto valor; con valores menores de los coeficientes convectivos del vapor y líquido que cuando el flujo es mayor, al aumentar a 90 kg/h disminuye el valor de las temperaturas en la pared, ya que el valor de los coeficientes convectivos aumenta; mientras el flujo de calor que incide en la pared externa del receptor permanezca constante, al aumentar el valor de los coeficientes se incrementa la transferencia de calor entre el fluido (fase vapor o líquida) y la pared del receptor; por tanto, se tiene mayor enfriamiento y menor temperatura en la pared del receptor.

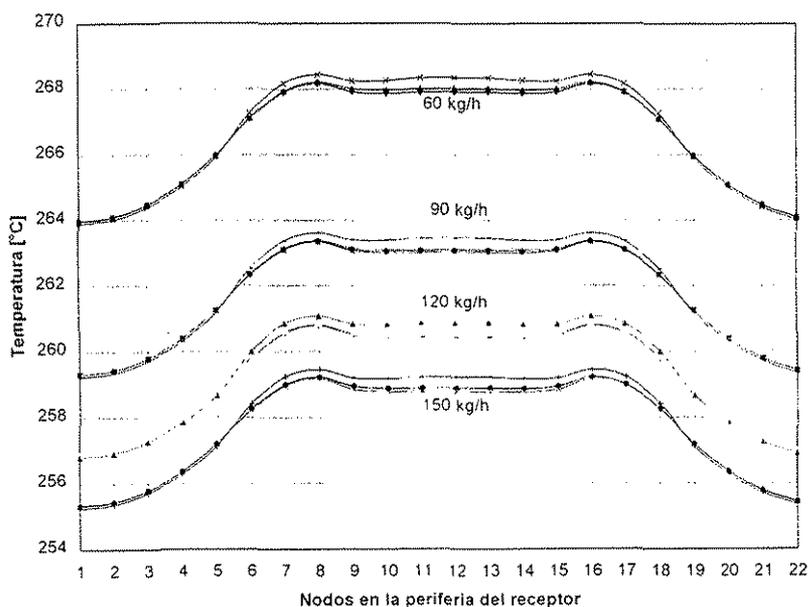
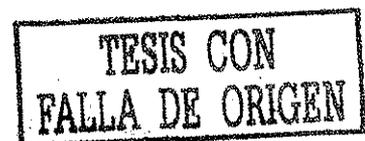


Figura 49. Distribución de temperaturas en la pared del receptor de cobre-acero, con variación del flujo másico. Segundo método. tabla 2



El mismo comportamiento se tiene cuando el flujo es de 120 y 150 kg/h. Los gradientes térmicos entre la zona más caliente y la más fría varían muy poco con el aumento del flujo másico; lo mismo ocurre con la relación entre los coeficientes de la fase líquida y los de la fase vapor; no obstante, el valor de cada coeficiente aumenta. El análisis puede entenderse mejor con ayuda de la tabla 2.

Tabla 1. Influencia de la variación de flujo másico en el comportamiento térmico del receptor, variando la altura del nivel del líquido ( $\delta$ )

Parámetro	60 kg/h	90 kg/h	120 kg/h
$u_g$ [m/s]	0.6868	1.069	1.479
$u_f$ [m/s]	0.1374	0.1426	0.1479
X	0.6	0.6	0.6
$h_g$ [W/m <sup>2</sup> K]	134.00	192.77	251.63
$h_f$ [W/m <sup>2</sup> K]	2 045.8	2 014.62	2 007.25
$A_g$ [m <sup>2</sup> ]	7.28E-4	7.015E-4	67.6E-5
$A_f$ [m <sup>2</sup> ]	6.07E-5	8.77E-5	11.3E-5
$\delta$ [m]	0.004141	0.005335	0.006355

Tabla 2. Influencia de la variación de flujo másico en el comportamiento térmico del receptor, manteniendo constante la altura del nivel del líquido ( $\delta$ )

Parámetro	60 kg/h	90 kg/h	120 kg/h	150 kg/h
$u_g$ [m/s]	0.713	1.069	1.426	1.78
$u_f$ [m/s]	0.095105	0.1426	0.1903	0.2377
X	0.6	0.6	0.6	0.6
$h_g$ [W/m <sup>2</sup> K]	138.88	192.77	243.11	291.06
$h_f$ [W/m <sup>2</sup> K]	1 451.22	2 014.62	2 530.17	3 015.15
$A_g$ [m <sup>2</sup> ]	7.015E-4	7.015E-4	7.015E-4	7.015E-4
$A_f$ [m <sup>2</sup> ]	8.77E-5	8.77E-5	8.77E-5	8.77E-5
$\delta$ [m]	0.005335	0.005335	0.005335	0.005335

### 3.3 Análisis de esfuerzos térmicos y deflexión, en el receptor bimetalico

En este subcapitulo se complementa el análisis teórico del comportamiento térmico del receptor cobre-acero. Se analiza la presencia de los esfuerzos térmicos en la parte superior e inferior de la sección transversal del receptor a partir del cambio en su temperatura; se calcula la deflexión térmica y el máximo esfuerzo cuando el receptor se encuentra flexionado (por la fuerza de tensión y por el radio de curvatura que adopta). Para este último estudio se hizo una simplificación al considerar un corte longitudinal a la mitad del receptor tomando la parte

inferior, la cual queda como un canal con la pared interna de cobre y la pared externa de acero. Esta sección del receptor es la que sufre el mayor cambio de temperatura por ser la región del tubo en contacto con la fase líquida; por tanto, es donde se ejercen las fuerzas de compresión y el momento de deflexión, que originan el pandeo del receptor. También se incluyó el cálculo de deflexión considerando su masa como una carga uniforme sobre el receptor, ejercida en dirección opuesta a la deflexión originada por cambio de temperatura.

### 3.3.1. Esfuerzos térmicos

En su mayoría los materiales se expanden cuando su temperatura aumenta y se contraen durante el enfriamiento, en un intervalo de temperaturas donde la expansión o contracción es proporcional al cambio de temperatura. Esta proporcionalidad se expresa mediante el coeficiente de expansión térmica lineal ( $\alpha$ ), mismo que se define como el cambio en la longitud que sufre una barra de longitud unitaria, cuando su temperatura cambia en 1°C.

Si se permite la expansión o contracción libre de todas las fibras de un cuerpo, no se presenta ningún esfuerzo por el cambio en la temperatura; no así cuando el aumento de la temperatura en un cuerpo homogéneo no es uniforme, pues los diferentes elementos que lo constituyen tienden a expandirse en diferente cantidad, permaneciendo en conflicto continuo con aquellos elementos que también tienden a expandirse en una cantidad proporcional al aumento en su temperatura local. Así los diversos elementos ejercen uno con otro una acción limitante, resultando un desplazamiento único en cada punto. El sistema de deformación generada por esta acción limitante cancela toda o parte, de la libre expansión térmica en cada punto, así como la continuidad de desplazamiento. Esta deformación debe ser acompañada por un sistema de esfuerzos que se autoequilibran; se conocen como esfuerzos térmicos [Johns. 1965].

Un sistema similar de esfuerzos puede ser inducido en una estructura hecha de diferentes materiales aún cuando el cambio de temperatura a través de la estructura es uniforme. De igual forma, si el cambio de temperatura en un cuerpo homogéneo es uniforme, y existen restricciones externas que limitan la cantidad de expansión o contracción, los esfuerzos generados en el cuerpo se nombran esfuerzos térmicos.

En el caso del tubo receptor que aquí se estudia, el cambio de temperatura no es estrictamente uniforme en ninguna dirección de la pared, debido principalmente a que existe un coeficiente diferente de transferencia de calor para la fase líquida y también para la fase gas, cuando circulas a través del receptor el flujo bifásico estratificado; además, por el tipo de distribución del flujo de calor en la pared externa del mismo y la conductividad térmica del material.

Durante el calentamiento los esfuerzos térmicos se presentan en el receptor, y en momentos antes de presentarse la deflexión, siendo más significativos aquellos que se originan en sus extremos. En los extremos existe mayor restricción al cambio en sus dimensiones presentándose los esfuerzos; mientras que en la parte central hay mayor libertad al cambio en sus dimensiones, por tanto, los esfuerzos térmicos se eliminan dando origen a la deflexión térmica del receptor.

Considerando la figura del receptor (figura 50) con soportes en los extremos, se presentan esfuerzos térmicos en zonas cercanas a los soportes que lo mantienen en la línea focal ( $x = 1/4$  y  $x = 3/4$ ), debido a la restricción que ejercen a la libre deformación del receptor. En la parte central  $x = 1/2$  mayor libertad a la deformación; ahí es donde se presenta la deflexión del receptor.

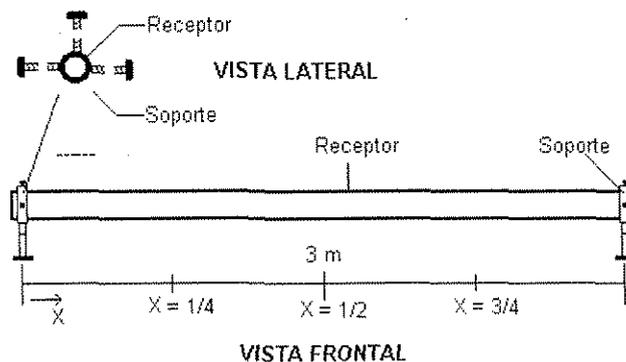


Figura 50. Soporte que mantiene al receptor en la línea focal del concentrador parabólico

La magnitud de los esfuerzos térmicos durante el calentamiento dependen de la temperatura que se logre en cada región del tubo. En este caso, de acuerdo con la disposición geométrica entre concentrador y receptor, una región de la superficie externa del receptor se calienta directamente por la irradiancia reflejada (un arco de la circunferencia de la sección transversal del receptor), por

lo que su temperatura así como los esfuerzos térmicos, serán mayores que la sección del receptor no calentada directamente.

Para evaluar los esfuerzos térmicos antes de que la deflexión del receptor se presente, habrá que considerar dos zonas como las más importantes en el comportamiento del receptor: la parte inferior del receptor que está en contacto con la fase líquida, y la superior que está en contacto con la fase gas, ya que cada una mantiene una temperatura particular en la pared interna del receptor.

Los esfuerzos térmicos en la pared del receptor aparecen gradualmente, y cambian de magnitud conforme varia la temperatura en la pared del tubo, ya que como se vio en 3.1.2 donde se discuten los resultados experimentales, el cambio de temperatura está en función del tiempo: al inicio es grande y con el tiempo disminuye.

Para cada región de interés en dirección azimutal el valor de los esfuerzos térmicos dependerá de la diferencia de temperaturas a través de la pared del receptor, y podrán evaluarse con la siguientes ecuaciones [Noda et al, 2000]

$$\sigma_m = \frac{\alpha E(T_{ex} - T_m)}{2(1-\nu)} \left( -\frac{1}{\ln(r_{ex}/r_m)} + \frac{2r_m^2}{r_{ex}^2 - r_m^2} \right) \quad \text{para la pared interna del receptor} \quad (27a)$$

$$\sigma_{ex} = -\frac{\alpha E(T_{ex} - T_m)}{2(1-\nu)} \left( -\frac{1}{\ln(r_{ex}/r_m)} + \frac{2r_m^2}{r_{ex}^2 - r_m^2} \right) \quad \text{para la pared externa del receptor} \quad (27b)$$

A continuación, se determinan los esfuerzos circunferenciales mediante una superposición de esfuerzos inducidos térmicamente (Ec. 27a y b) y esfuerzos mecánicos debido a la presión del fluido (Ec. 28a y b) [Steinmann y Eck, 2000].

$$\sigma_{p,m} = p \left( \left( \frac{r_{ex}}{r_m} \right)^2 + 1 \right) \quad \text{para la pared interna} \quad [28a]$$

$$\left( \frac{r_{ex}}{r_m} \right)^2 - 1$$

$$\sigma_{p,ex} = p \left( \frac{r_{ex}}{r_{in}} \right)^2 - 1 \quad \text{para la pared externa} \quad [28b]$$

Analizando las ecuaciones anteriores resulta fácil entender que el máximo esfuerzo ocurre en la superficie interna, por lo que como ejemplo, se determina el esfuerzo total en la pared interna del receptor para una región determinada, donde  $\Delta T = 1.1^\circ\text{C}$ .

$$\alpha_{Cu} = 0.0000168$$

$$E_{Cu} = 1054650 \text{ kg/cm}^2$$

$$\Delta T = 1.1^\circ\text{C}$$

$$\nu_{Cu} = 0.33$$

$$r_{ex} = 3.69 \text{ cm}$$

$$r_{in} = 3.17 \text{ cm}$$

$$p = 8.5 \text{ kg/cm}^2$$

$$\text{Esfuerzo térmico} \quad \sigma_{in} = 15.34 \text{ kg/cm}^2$$

$$\text{Esfuerzo mecánico por presión} \quad \sigma_{p,in} = 56.39 \text{ Kg/cm}^2$$

$$\text{Esfuerzo total en la pared interna} \quad \sigma_{T,in} = 71.73 \text{ kg/cm}^2$$

Considerando que el esfuerzo permisible para tuberías de cobre de 31.7 mm de diámetro operando a temperaturas de  $200^\circ\text{C}$  es de  $175.72 \text{ kg/cm}^2$  [Crocker y King, 1967], y comparándolo con el valor del esfuerzo calculado anteriormente: se concluye que el receptor bimetálico no sufrirá daños mecánicos por los esfuerzos que pudieran originar los gradientes térmicos y la presión del fluido, con las condiciones termohidráulicas presentes durante la GDV.

### 3.3.2 Deflexión térmica

Cuando los diferentes elementos de una estructura, o de una máquina están sujetos a diferentes temperaturas, cada parte tiende a expandirse a diferente valor. En algunos casos la tendencia

hacia la expansión natural resulta consistente con la configuración geométrica, y los elementos pueden realmente expandirse libremente sin interferencia con algún otro. Considerando, por ejemplo, la placa plana de la figura 51, y asumir que está conduciendo calor a través de sus caras en estado estable, la distribución de temperatura a través del espesor de la placa es, entonces, lineal. Para tal distribución de temperatura los diferentes elementos de la placa pueden expandirse libremente, tomando la forma de segmento de un círculo. La longitud superior resulta más grande que la inferior, lo cual exige la distribución de temperaturas lineal. Cada elemento formando ahora un arco de un círculo, asume su longitud natural de acuerdo con su temperatura, y no se inducen esfuerzos térmicos [Boley et al, 1960].

Sin embargo, la placa está libre de esfuerzos sólo si se le permite deformarse de acuerdo con su inclinación natural, la cual en este caso se encuentra en el arco de un círculo. Si se mantiene recta por medios externos, los esfuerzos serán inducidos en ella.

En el caso de los receptores estudiados durante la GDV, están colocados en la línea focal del concentrador mediante soportes que dan libertad al receptor a la deformación por compresión o expansión.

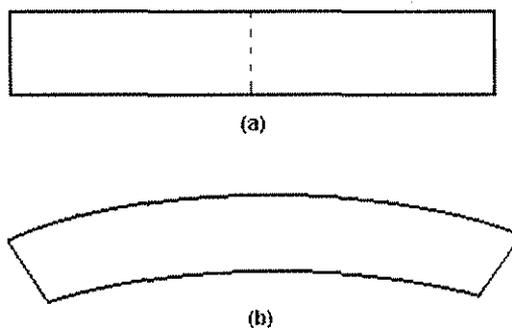


Figura 51. (a) placa no deformada, (b) deflexión térmica  $\sigma = 0$ .

En el análisis de la deflexión térmica se toman las dimensiones del receptor bimetalico, por lo que el espesor de la pared de acero es  $L/3$ , y el de la pared de cobre, de  $2L/3$  de ancho equivalente al diámetro del receptor,  $\Delta T$  es el incremento de temperatura;  $1/\rho$  el radio de curvatura;  $\alpha_{Cu}$  y  $\alpha_{Fe}$  los coeficientes de expansión térmica del cobre y del acero,  $E_{Cu}$  y  $E_{Fe}$ , los módulos de elasticidad

del cobre y del acero respectivamente. Cuando las temperaturas se elevan, el cobre con mayor coeficiente de expansión térmica está sujeto al pandeo y a la compresión; y por su parte el acero está sujeto al pandeo y la tensión. Las fuerzas internas sobre la sección transversal del tubo de acero se reducen a una fuerza de tensión  $P_1$  y un par  $M_1$ . De la misma manera, las fuerzas internas en el tubo de cobre puede reducirse a una fuerza de compresión  $P_2$ , y a un par  $M_2$ .

Por poseer diferentes propiedades mecánicas y térmicas, el cobre con respecto al acero, también tendrán diferente grado de deformación; por tanto, la deformación unitaria del cobre es:

$$u_{cu}(y) = \alpha_{cu} \Delta T + \frac{2P}{E_{cu} L b} - \frac{1}{\rho_{cu}} \left( y - \frac{L}{4} \right) \quad (29)$$

y la deformación unitaria del acero:

$$u_{fe}(y) = \alpha_{fe} \Delta T + \frac{2P}{E_{fe} L b} - \frac{1}{\rho_{fe}} \left( y - \frac{L}{4} \right) \quad (30)$$

Siendo para el cobre, el radio de curvatura durante la deflexión de acuerdo con la figura 51:

$$\frac{1}{\rho_{cu}} = \frac{M}{E_{cu} I} = \frac{54P}{E_{cu} L^2 b} \quad (31)$$

$$M = \frac{PL}{6} \quad I = \frac{L^3 b}{324} \quad (32)$$

De igual forma para el acero, el radio de curvatura durante la deflexión es:

$$\frac{1}{\rho_{fe}} = \frac{M}{E_{fe} I} = \frac{27P}{2E_{fe} L^2 b} \quad (33)$$

$$M = \frac{PL}{3} \quad I = \frac{2L^3 b}{81} \quad (34)$$

Tomando como condición que en la línea central del receptor bimetalico (figura 52) la deformación del cobre es equivalente a la deformación del acero.

$$\alpha_{Cu}\Delta T + \frac{2P}{E_{Cu}Lb} - \frac{L}{6\rho_{Cu}} = \alpha_{Fe}\Delta T - \frac{2P}{E_{Fe}Lb} - \frac{L}{3\rho_{Fe}} \quad (35)$$

Resultando

$$P = \frac{(\alpha_{Fe} - \alpha_{Cu})\Delta T}{1} \frac{Lb}{\left( \frac{11}{E_{Cu}} + \frac{13}{2E_{Fe}} \right)} \quad (36)$$

Al sustituir la ecuación 36 en la 31 o 33, se obtiene la ecuación para el radio de curvatura del receptor:

$$\frac{1}{\rho} = \frac{3}{2} \frac{(\alpha_{Fe} - \alpha_{Cu})\Delta T}{L} \quad (37)$$

Finalmente, se determina la deformación térmica.

$$\Delta = \rho(1 - \cos \varphi) \approx \frac{\rho\varphi^2}{2} = \frac{b^2}{8\rho} \quad (38)$$

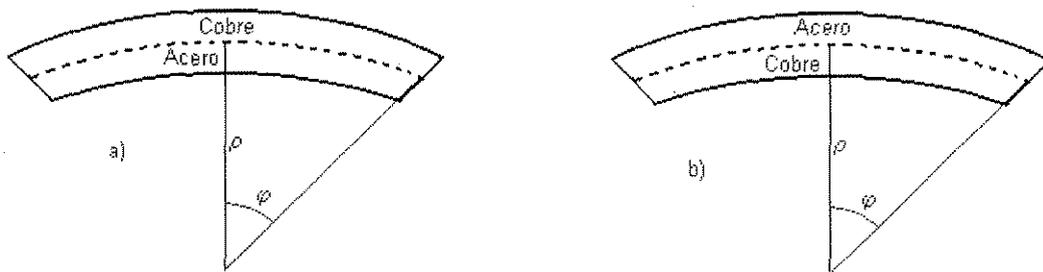


Figura 52. a) Parte inferior del receptor, donde se presenta la fuerza de compresión.  
b) Parte superior del receptor, donde se presenta la fuerza de tensión

La deflexión total del receptor bimetalico se determina considerando la deflexión ocasionada por una carga uniforme, ejercida en dirección opuesta a la deflexión térmica (ecuación 39). La carga se determina a partir de la masa del receptor y de la aceleración que sufre ésta por acción de la

gravedad. La tabla 3 y la figura 53 muestran los valores de deflexión del receptor bimetálico para diferentes valores de cambio de temperatura.

$$\gamma = - \frac{5 Wb^3}{384 EI} \quad (39)$$

Tabla 3. Deflexión total del receptor cobre-acero

Cambio de temperatura, $\Delta T$ [°C]	Deflexión térmica, $\Delta$ [cm]	Deflexión por carga, $\gamma$ [cm]	Deflexión total del receptor, $\Delta_t = \Delta + \gamma$ [cm]
20	2.328	0.4	1.928
17	1.979	0.4	1.579
15	1.746	0.4	1.346
12	1.397	0.4	0.99
10	1.16	0.4	0.76

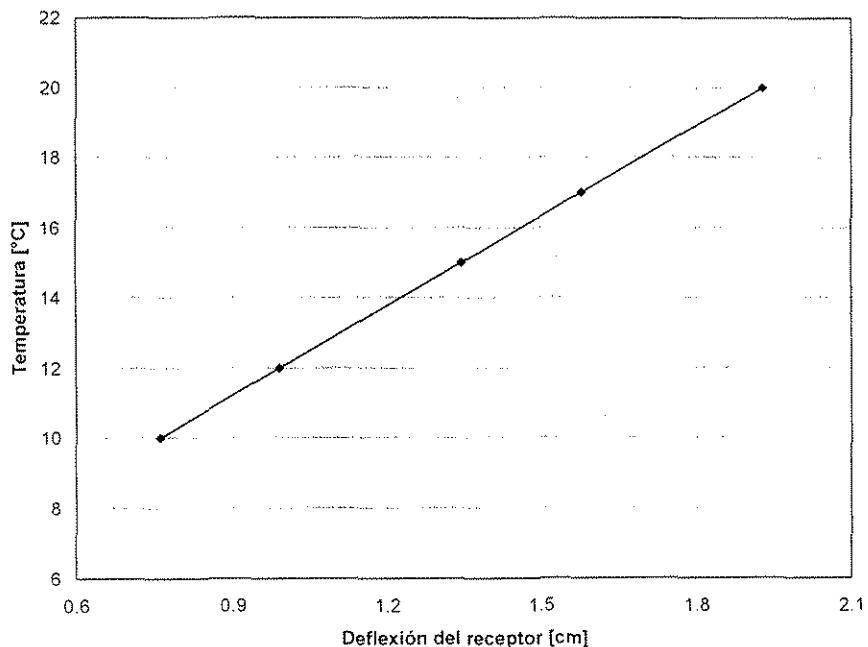


Figura 53. Deflexión total del receptor, por cambio en su temperatura y por el peso del receptor

En la mayoría de las pruebas experimentales, los cambios de temperatura en la pared del receptor siempre se mantuvieron alrededor de los 10°C. Con base en esto se comparan los valores de deflexión experimental versus deflexiones teóricas (tabla 4). En la deflexión teórica se considera

el efecto por el cambio de temperatura del material, así como por la carga debida a la masa del receptor.

Tabla 4. Deflexiones del receptor cobre-acero, teóricas y experimentales

Cambio de temperatura [°C]	Deflexión calculada [cm]	Deflexión experimental [cm]
11.6	0.95	0.8
9.5	0.74	0.8
7.1	0.68	0.7

No obstante la simplificación para determinar teóricamente la deflexión térmica del receptor, los valores obtenidos tienen buena aproximación con respecto a los medidos experimentalmente, por lo que se puede seguir aplicando el análisis anterior para posteriores cálculos de deflexión del receptor, con la seguridad de obtener resultados confiables.

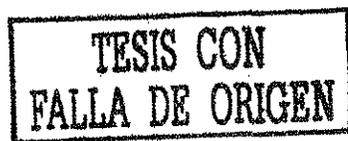
Por otro lado, a pesar de que el receptor presenta libertad a la deflexión, eliminando con esto la mayoría de los esfuerzos térmicos por cambios de temperatura, la parte superior del mismo se somete al máximo esfuerzo de tensión, como resultado del esfuerzo de tensión generado por la fuerza  $P$  y el esfuerzo de tensión debido a la curvatura ( $1/\rho$ ), formada por el receptor cuando se flexiona [Timoshenko, 1955].

$$\sigma_{\max} = \frac{4}{bL^2\rho} \left( E_{Fe} I_{Fe} + E_{Cu} I_{Cu} + \frac{bL^3}{16} E_{Fe} \right) \quad (40)$$

Para cada valor del cambio de temperatura, también existe un esfuerzo máximo de tensión al que es sometido el receptor durante la deflexión térmica.

Tabla 5. Esfuerzo máximo de tensión durante la deflexión térmica

Cambio de temperatura, $\Delta T$ [°C]	Deflexión, $\Delta_t$ [cm]	Esfuerzo máximo de tensión, $\sigma_m$ [kg/cm <sup>2</sup> ]
20	2.328	128.484
17	1.979	109.214
15	1.746	96.3657
12	1.397	77.09
10	1.16	64.244



Con base en el análisis de esfuerzos térmicos realizado, el mayor esfuerzo al que es sometido el receptor se presenta en el momento de estar flexionado; su magnitud depende del cambio de temperatura en el material (tabla 5). Los cambios de temperatura que se determinaron experimentalmente (entre 10 y 15°C) no ocasionaron variaciones permanentes en las dimensiones del receptor, ya que el valor de los esfuerzos aun se encuentran por debajo del límite elástico del cobre o del acero. Inclusive si se considera un cambio de temperatura de 20°C, el esfuerzo máximo en el receptor sería 128.5 kg/cm<sup>2</sup>, mientras que el límite elástico a la tensión para tuberías de cobre (siendo el más maleable entre los dos metales), cuando el material se encuentra alrededor de 200°C, es de 632 kg/cm<sup>2</sup>, aun considerando el ablandamiento por la temperatura de trabajo [Crocker y King, 1967]. Por lo que se asegura la estabilidad mecánica del tubo bimetálico en las condiciones más drásticas de generación directa de vapor, en bajas potencias.

## Capítulo IV

### 4 CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES

#### 4.1 Conclusiones de la generación directa de vapor

Las plantas termosolares basadas en concentradores de canal parabólico son actualmente la más prospera tecnología solar para generación de electricidad, como ha sido demostrado por las plantas SEGS en California, EUA. La generación directa de vapor en tubos absorbedores de concentradores de canal parabólico está siendo probada a escalas de kW y MW, logrando cada día mayor madurez tecnológica por lo que podrá reducir significativamente los costos de electricidad generada por plantas termosolares con este tipo de concentrador solar y el proceso de GDV, principalmente por la sustitución de aceites sintéticos como fluidos de transferencia de calor por agua/vapor, con la ventaja de eliminar la posibilidad de contaminación derivada de derrames o fugas de aceite así como la emisión de CO<sub>2</sub> a la atmósfera.

Sin embargo, la implementación de la tecnología para la GDV está sujeta a futuras investigaciones sobre restricciones técnicas y posibles problemas en una planta comercial. La factibilidad del proceso GDV en absorbedores horizontales de concentradores de canal parabólico se ha probado y se ha logrado un importante conocimiento tocante a los parámetros termohidráulicos del flujo bifásico líquido-vapor.

Ahora se tiene la certeza de que es posible la generación directa de vapor mediante concentradores de canal parabólico, lo cual se ha demostrado a escala real en las instalaciones de la Planta Solar de Almería, España durante el desarrollo del proyecto DISS [Zarza et al 1997]; esto fue al recurrir a trabajar con flujos másicos elevados en el modo de alimentación del flujo continuo, recirculación e inyección, con temperatura de saturación de agua a 300°C, y presiones de 100 bar.

Así mismo, en la Planta Solar del Instituto de Ingeniería quedó demostrado al trabajar en estados transitorios con flujos relativamente bajos, con presiones bajas de 8 bar, y temperaturas de saturación cercanas a 200°C [Almanza y Lentz, 1998]. Los experimentos en dos fases con flujos estratificados, mucho más complejos que con flujo anular, han dejado un amplio conocimiento en

el comportamiento de los receptores, los cuales permiten utilizar la GDV en plantas de baja potencia.

Por último, no resulta fácil comparar la tecnología de GDV, cuando aún se encuentra en plena etapa de desarrollo y aprendizaje, contra la tecnología de canal parabólico a base de aceites térmicos con más de 20 años de experiencia, incluyendo plantas comerciales, o con plantas termoeléctricas convencionales. Puede concluirse que los beneficios esperados tocante a costos, eficiencia y seguridad en las futuras plantas termosolares con GDV son aprovechables sin ninguna restricción o problema en la operación de la planta.

#### **4.2 Conclusiones particulares y recomendaciones**

La deflexión del receptor se debe a una rápida contracción axial de una parte del tubo con respecto a otra, bajo la presencia de un flujo bifásico estratificado.

El modelo teórico ha mostrado estabilidad dentro del intervalo de variación de los parámetros de entrada para la operación de plantas solares de generación directa de vapor de baja potencia, y concuerda ampliamente con resultados experimentales de literatura así como con los obtenidos en la Planta Solar del Instituto de Ingeniería.

De la experiencia durante las pruebas experimentales en diferentes condiciones de trabajo, el tubo bimetálico se considera adecuado para evitar deflexiones que puedan provocar la ruptura del tubo de vidrio envolvente. Es factible concluir que el receptor bimetálico tiene mucho mejor comportamiento que el de acero, ya que los cambios de temperatura para este último son más notables, traduciéndose en una mayor deflexión para las condiciones de operación durante la GDV.

Se observó experimentalmente que al aumentar el espesor de la pared de 1.9 a 3.8 mm se incrementa la resistencia mecánica a la deformación, y en consecuencia a la deflexión del tubo receptor, pero no obstante que se disminuye el grado de deformación aún se mantiene el gradiente térmico lo suficiente para generar la deflexión al receptor y crear la ruptura del vidrio:

que comparada con la deflexión que se obtiene con el receptor de pared bimetálica con menor espesor (31.7mm), es de 4 a 6 veces mayor.

Cuando el primer segmento del receptor es de acero, la deflexión ocurre en los primeros segundos normalmente entre los 6 y 8 segundos. En la mayoría de las pruebas se presentó a los 6 segundos después de comenzar a fluir el agua. Con el receptor de cobre-acero, las deflexiones ocurrieron más rápido, en su mayoría a los 4 segundos después de comenzar a fluir el agua.

Por otro lado, se recomienda que durante el proceso de generación directa de vapor se trabaje con velocidades de la fase líquida y de la fase vapor de tal manera que el patrón de flujo se mantenga fuera del régimen estratificado. Los flujos anular, intermitente y de burbuja serían los deseables para trabajar en el proceso GDV, ya que permiten humedecer en forma eficiente la pared del receptor evitando altos gradientes de temperatura, y con ello minimizar los esfuerzos térmicos y la deflexión del receptor. Sin embargo, estas condiciones sólo se pueden aplicar en plantas termosolares grandes como las SEGS, las cuales manejan flujos muy altos para generación de electricidad de 30 a 60 MW<sub>e</sub>. No obstante, aun en plantas de alta potencia la alimentación del flujo de agua para la formación del patrón de flujo deseado requiere mucha atención, ya que en el caso de un flujo de agua al que se le suministra calor lo suficientemente grande para que una cantidad significativa de líquido se evapore, los regímenes de flujo pueden cambiar rápidamente a lo largo del tubo.

Resulta cierto que flujos másicos altos garantizan un buen enfriamiento de la pared del receptor y con ello una operación segura durante la GDV; pero esos flujos másicos provocan fuertes caídas de presión y a su vez mayores consumos de potencia para el equipo de bombeo, de ahí que es deseable identificar el flujo másico óptimo que garantice un suficiente enfriamiento del tubo.

En plantas de baja potencia, como ya se mencionó, los flujos son bajos y el evitar la formación del régimen estratificado resulta complicado.

Por su parte, en plantas termosolares grandes es factible la generación directa vapor manteniendo el régimen de flujo anular, y eliminar con ello los transitorios cuando se trabaja con el régimen estratificado; no obstante, la presencia de nubes en tiempos cortos durante el proceso de GDV, crearía efectos adversos en el sistema de concentración de mayor magnitud a los analizados en

este trabajo; así que un receptor bimetalico correctamente diseñado, sería una opción viable para reducir o eliminar los transitorios ocasionados por fenómenos meteorológicos, como la presencia de nubes.

Tanto teórica como experimentalmente se probó que la variación del ángulo de incidencia de la irradiancia solar tiene un gran efecto sobre el valor de las temperaturas en la pared del receptor tanto para el de acero como para el bimetalico; aunque en este, último el cambio de gradiente sigue siendo muy bajo, a tal grado que el valor de la deflexión generada se mantiene sin considerarse perjudicial. El efecto de la variación del ángulo de incidencia de la irradiancia solar, es más notable en el receptor de acero; teóricamente se obtienen gradientes térmicos cuando la irradiancia incide en la parte lateral del receptor al doble del valor que cuando incide en la parte inferior; experimentalmente, la deflexión aumenta a lo máximo en 1 cm.

La principal conclusión es que un receptor bimetalico puede usarse en la GDV con incidencia de la irradiancia solar en la parte inferior o lateral del receptor, con la seguridad de que el tubo de vidrio no se rompa debido a que sólo pequeñas deflexiones ocurren en tal receptor.

En relación con la deflexión térmica, de la cual se ha demostrado en este trabajo ser el efecto más drástico que se genera por el cambio de temperatura, bajo las condiciones de generación directa de vapor descritas. Se concluye que la magnitud de la deflexión depende del flujo másico, de la temperatura de este flujo y de la temperatura de las paredes del receptor, o del flujo de calor que incide en la periferia del receptor. Si la temperatura de la pared permanece constante, así como la temperatura del fluido, existe un flujo másico y, por tanto, una altura del nivel del líquido dentro del receptor con el cual se genera la máxima deflexión.

Experimentalmente se determinó que teniendo un receptor de 31.7 mm (1¼") de diámetro interno, el flujo másico crítico para alcanzar la máxima deflexión es alrededor de 150 kg/h; con flujos superiores a éste la mayor parte de la pared interna de receptor se humedece tendiendo a uniformar las temperaturas, e ir disminuyendo las deflexiones hasta que dejan de ser significativas, o sea sin provocar daño alguno a la cubierta de vidrio cuando la altura del nivel del líquido está a ¾ del diámetro del tubo y el flujo másico es de 360 kg/h.

Lo anterior resulta esencial en el diseño o selección del diámetro del receptor, ya que para cada diámetro existe un flujo másico crítico con el que se presentaría la máxima deflexión, así como un flujo, donde la deflexión deje de causar daño a las partes del sistema de concentración.

A pesar de lograr la construcción del tubo receptor bimetálico, cuyo funcionamiento resultó apropiado para las condiciones de pruebas experimentales a las que fue sometido, falta establecer un proceso de construcción destinado a lograr mayores longitudes del tubo y mantener el mejor contacto mecánico interno entre los materiales de acero y de cobre, no obstante su diferente coeficiente de dilatación térmica. Posteriormente un estudio económico de la fabricación del receptor sería necesario para establecer la viabilidad de este nuevo receptor en los sistemas de concentración con canal parabólico, ya que en el trabajo que se presenta, la factibilidad técnica del receptor se ha comprobado. Así mismo, deberá mantenerse en operación el tubo receptor, bajo condiciones estables de generación directa de vapor con la finalidad de conocer el tiempo de vida útil, pues a pesar de las condiciones extremas de operación continua a las que ha sido sometido durante más de año y medio, éste mantiene sus propiedades físicas sin indicios de deformación permanente.

Durante la generación de vapor deberá ponerse especial atención a las condiciones termohidráulicas, ya que de éstas depende la presencia de la deflexión del receptor: el objetivo es evitar valores de deflexión superiores al espacio anular entre la pared externa del receptor y la cubierta de vidrio; de lo contrario, se llegaría a la ruptura de la cubierta de vidrio, exponiendo el receptor a mayores pérdidas de calor al ambiente.

A pesar de la abundante información sobre el estudio de los diferentes regímenes de flujo en dos fases, existe incertidumbre en las condiciones de formación de los diferentes regímenes de flujo, y sobre la transición entre uno y otro en tuberías horizontales con bajos flujos másicos, e influencia de la irradiancia solar en la pared externa de la tubería, por lo que se recomienda hacer un estudio experimental donde se identifiquen las características de cada régimen de flujo bifásico, y con ello desembocar en un mapa de ellos, adecuado a las condiciones específicas de generación directa de vapor en concentradores de canal parabólico con bajos flujos másicos.

En etapas posteriores del proyecto de la Planta Solar se analizará teórica y experimentalmente bajo qué condiciones se logra el flujo anular utilizando la Planta Solar del Instituto de Ingeniería.

Se estudiarán desde el punto de vista teórico, los concentradores solares LS2 y LS3 de Pilkington en flujo anular, así como un análisis teórico de una probable instalación adaptando las tuberías con salmuera-vapor de Cerro Prieto IV con flujo anular, tanto con LS2 como con LS3. Además se procurará de establecer otras alternativas para el sistema híbrido Solar-Geotérmico que tiene como objetivo principal incrementar la cantidad de vapor en el día, y durante el verano.

En particular, se propone operar la Planta Solar sustituyendo la parte del receptor de acero donde se presentan las máximas deflexiones, por el receptor bimetálico cobre-acero; de esta forma, el flujo de agua tendrá un precalentamiento, y al llegar al receptor de acero no generará un gradiente térmico que provoque la deflexión térmica y a la vez la ruptura de la cubierta envolvente de vidrio.

Se recomienda para una etapa posterior de estudios experimentales en la generación de vapor, hacer circular el flujo de agua por los receptores y posteriormente enfocarlos; de esta forma, conforme se calienta la pared del receptor, al mismo tiempo se calienta el flujo de agua. Esto eliminaría el cambio repentino de temperatura en la pared y, por consiguiente, las consecuencias por la formación de un gradiente térmico; por ejemplo, la deflexión térmica del receptor. No obstante, los gradientes térmicos a causa de los transitorios generados por la presencia de nubes durante tiempos relativamente cortos, no se eliminarían. Lo anterior es sólo una propuesta de operación de la planta solar, y como tal debe ser probada experimentalmente en condiciones reales de GDV.

TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN

## RECONICIMIENTOS

Al instituto de Ingeniería de la UNAM, por su respaldo en la realización de esta tesis y en especial al Dr. Rafael Almanza Salgado por todo su apoyo y sugerencias a lo largo del trabajo

Al programa SEP-PROMEP y a la Universidad de Quintana Roo por el apoyo económico otorgado para mi trabajo de investigación durante los estudios de Doctorado.

A la dirección General de Asuntos del Personal Académico (DGAPA-UNAM), y al Programa Universitario de Energía (PUE-UNAM) por su respaldo en la realización de los trabajos de investigación.

Al Ing Lauro Santiago Cruz, y Cuahutémoc Salazar por su apoyo en la preparación del equipo e instrumentación experimental, así como al Sr. Ceferino Figueroa por su colaboración en el desarrollo del trabajo experimental en la Planta Solar.

Al Ing Manuel Aguirre, al Dr. Ricardo Chicurel, al M en I Felipe Muñoz, y al Ing Filiberto Gutiérrez, por sus comentarios e información proporcionada, de gran utilidad para la realización de este trabajo.

A mis compañeros Álvaro Lentz, Gerardo Silva, Óscar Callejas, Arturo Sáez, Jesús Chávez, Genaro Correa e Iván Martínez, por la amistad que siempre se mantuvo entre nosotros, así como por sus comentarios y apoyo técnico.

A la naturaleza, por darme facultad para dudar.

## NOMENCLATURA

D:	diámetro del tubo [m]
L:	espesor de la pared del tubo [m]
b:	longitud del tubo receptor a partir del punto de alimentación del agua [m]
e:	mitad del perímetro del tubo [m]
E:	módulo de elasticidad del material [ $\text{kg/cm}^2$ ]
h:	coeficiente de transferencia de calor por convección [ $\text{W/m}^2 \text{ K}$ ]
$\dot{m}$ :	flujo másico [ $\text{kg/h}$ ]
G:	irradiancia solar directa [ $\text{W/m}^2$ ]
$q''$ :	densidad de flujo de calor [ $\text{kW/m}^2$ ]
$p$ :	presión del fluido [ $\text{kg/cm}^2$ .o bar]
P:	fuerza de tensión [kgf]
M:	par deflector [kgf-m]
T:	temperatura [ $^{\circ}\text{C}$ ]
$\Delta T$ :	cambio de temperatura en la pared del receptor [ $^{\circ}\text{C}$ ]
t:	tiempo [s]
k:	conductividad térmica [ $\text{W/m K}$ ]
u:	velocidad del fluido [m/s]
v:	volumen específico del fluido [ $\text{m}^3/\text{kg}$ ]
Vv:	velocidad del aire ambiente [m/s]
r:	radio del tubo [m]
x:	calidad del vapor
y:	dirección en la que se flexiona el receptor
$\alpha$ :	coeficiente de dilatación térmica del material [ $1/\text{K}$ ]
$\delta$ :	altura del nivel del líquido [m]
$\theta$ :	ángulo de humedad, definido por la altura del líquido [grados o radianes]
$\nu$ :	relación de Poisson
$\sigma$ :	esfuerzo térmico [ $\text{kg/cm}^2$ ]
$\varphi$ :	ángulo que define el radio de curvatura, con respecto al arco formado por el receptor cuando se flexiona [radianes]
$1/\rho$ :	radio de curvatura durante la deflexión [cm]
$\Delta$ :	deflexión térmica [cm]
$\gamma$ :	deflexión por carga [cm]
A:	área de la sección transversal del flujo [ $\text{m}^2$ ]
$d_h$ :	diámetro hidráulico [m]
Nu:	número de Nusselt
$Nu$ :	número de Nusselt promedio
$\xi$ :	factor de fricción
Pr:	número de Prandtl
Re:	número de Reynolds
S:	perímetro de la sección transversal del flujo [m]
$\mu$ :	viscosidad dinámica [ $\text{N s/m}^2$ ]
$\rho$ :	densidad [ $\text{kg/m}^3$ ]
Cp:	calor específico [ $\text{J/kg K}$ ]

## **Subíndices**

- g: define la fase gas
- f: define la fase líquido
- in: interior
- ex: exterior
- máx: máximo
- p: define la pared.
- Cu: se refiere al cobre
- Fe: se refiere al fierro
- a: se refiere al ambiente
- st: se refiere a la superficie externa del receptor

## REFERENCIAS

Agrawal S., Gregory G. y Govier G. (1973) An analysis of horizontal stratified two phase flow in pipes, *The Canadian Journal of Chemical Engineering*, Vol. 51, pp 280-286.

Almanza R., Flores V., Lentz A. y Valdés A. (2000) Compound wall receiver for DSG in parabolic troughs, *Proceedings of the 10<sup>th</sup> SolarPACES International Symposium of Solar Thermal 2000*, Sydney Australia Marzo 2000, pp 131-135.

Almanza R., Jiménez, G., Lentz, A. Valdés A. y Soria A. (2002) DSG Under two-phase and stratified flow in a steel receiver of a parabolic trough collector, *Transactions of ASME, Journal of Solar Energy Engineering* Vol. 124 No. 2, pp 140-144, E.U.A.

Almanza R., Lentz, A. y Jiménez, G., (1997) Receiver behavior in direct steam generation with parabolic troughs, *Solar Energy*, Vol. 61, No.4, Pergamon Press.

Almanza R. y Lentz A. (1998) Electricity production at low powers by direct steam generation with parabolic troughs, *Solar Energy*, Vol. 64, Nos. 1-3 pp.115-120, Pergamon Press.

Aringhoff R., (2001) Project development activities of the U.S., *Solar Forum 2001*, Washington D.C., [www.eren.doe.gov/troughnet/documents/forum2001.html](http://www.eren.doe.gov/troughnet/documents/forum2001.html)

Baker. (1954) Simultaneous flow of oil and gas, *Oil and Gas Journal*. Vol. 53, 1954 pp 185-190.

Bejan A. (1995) *Convection heat transfer*. 2ª Edición ,Edit. John Wiley and Sons, Nueva York, E.U.A.

Boley B. A. y Weiner J. H. (1960) *Theory of thermal stresses* , John wiley & sons, Inc. Columbia University Institute of Flight Structures, E.U.A.

Crocker S. y King R. (1967) *Piping Handbook* 5a edición McGraw-Hill Book Company, pp 17-38/17-46,E.U.A

Duffie J. A. y Beckman W. A. (1977) *Solar energy thermal processes*, John Wiley & Sons, E.U.A.

Flores V., Lentz A., y Almanza R. (2000) Evaluación del receptor bimetálico Cu-Fe bajo el fenómeno de flexión, en concentradores parabólicos en la GDV. *Proceedings of the Millennium Solar Forum 2000*, Septiembre 17-22 , pp 195-197, México.

Flores V. y Almanza S. (2001) Behavior of the compound wall receiver copper-steel, with stratified two-phase flow pattern in transients states, when solar irradiance is arriving on one side of receiver. *2001 Solar World Congress*. International Solar Energy Society, Adelaide Australia.

Flores V. y Almanza S. (2002) Direct steam generation in parabolic trough concentrators with bimetallic receivers, Proceedings of 11<sup>th</sup> SolarPACES International Symposium on Concentrated Solar Power and Chemical Energy Technologies, Septiembre 4-6, pp 49-54, Zurich Suiza.

Ginoux J. (1978) Two-phase flows and heat transfer with application to nuclear reactor design problems. Edit. McGraw Hill book company, E.U.A.

Geskes P. y Fischer M. (1999) Convective flow boiling in horizontal eccentric annuli. Proceedings of the International Engineering Foundation 3<sup>rd</sup> conference held at Irsee, May 18-23, Germany.

Geyer M. y Quaschnig V. (2000) Solar thermal power. Renewable Energy World, James & James (Science Publishers) Ltd London, Vol. 3 No. 4, pp 184-191.

Goebel O. (1999) Modelling of two phase stratified and annular flow in heated horizontal tubes. In proceedings of the International Engineering Foundation 3<sup>rd</sup> conference held at Irsee, May 18-23, pp 303-310, Germany.

Goebel O., Hennecke K. (1996) Investigation of thermohydraulics in a parabolic trough absorber tube with Direct Steam Generation (DSG), In Proceedings of 8<sup>th</sup> International Symposium on Solar Thermal Concentrating Technologies, Köln, Germany.

Hahne E., Herrmann U. y Rheinländer J. (1997) The effect of tilt on flow patterns of water/steam flow through heated tubes. Experimental Heat Transfer, Fluid Mechanics and Thermodynamics, Center for Solar and Hydrogen Research Baden Württemberg. pp 925-934. Stuttgart.

Herrmann U. y Lippke F. (1998) The influence of transients on the design of DSG solar fields. Proceedings of the 9<sup>th</sup> International Symposium Solar Thermal Concentrating Technologies 22-26 June 1998, Odeillo-Font-Romeu, France.

Johns D. J. (1965) Thermal stress analyses. Primera edición, Pergamon Press Ltd, Londres.

Kakaç S. y Mayinger F. (1977) Two phase flows and heat transfer, Vol. 1. Proceedings of NATO Advanced Study Institute. Agosto 16-27, Edit. Hemisphere publishing corporation, Estambul, Turquía.

Kattan N., Thome J. y Favrat, D. (1998 a) Flow boiling in horizontal tubes: part 1. Development of adiabatic two-phase flow pattern map. Journal of heat transfer, A.S.M.E.; Vol. 120 No.1, pp. 140-147.

Kattan N., Thome J. y Favrat, D. (1998 b) Flow boiling in horizontal tubes: part 2. New heat transfer data for five refrigerants. Journal of heat transfer, A.S.M.E.; Vol. 120 No.1, pp. 148-155.

Káttan N., Thome J. y Favrat, D. (1998 c) Flow boiling in horizontal tubes: part 3. Development of a new heat transfer model based on flow pattern. *Journal of heat transfer, A.S.M.E.*; Vol. 120 No.1, pp. 156-165.

Köhler W., Herbst O. y Kastner W. (1998) Thermal design of solar absorber tubes with direct steam generation, In *Proceedings of 8<sup>th</sup> International Symposium on Solar Thermal Concentrating Technologies*, Köln, Germany.

Kowalski J. (1987) Wall and interfacial shear stress in stratified flow in a horizontal pipe, *AIChE Journal*, Vol. 33 No. 2, pp 274-281.

Mandal N.K. y Mandal T. (1994) Analysis of a steam- generating system using a linear solar concentrator, *Energy*, Vol. 14, No 9, pp. 999-1003.

Martínez, I, Almanza, R, Mazari, M y Correa, G (2000), Parabolic trough reflector manufactured with aluminum first surface mirrors thermally sagged, *Solar Energy Materials & Solar Cells*, pp 85-96 Elsevier Science Ltd, Holanda.

Noda N., Hetnarski R. y Tanigawa Y. (2000) Thermal stresses, Lastran Corporation Rochester, Nueva York, E:U.A.

Odeh S., Morrison G. y Behnia M. (1998) Modelling of parabolic trough direct steam generation solar collectors. *Solar Energy*, Vol. 62, No. 6, pp395-406. Londres

Odeh S., Morrison G. y Behnia M. (2000) Hydrodynamic analysis of direct steam generation solar collectors, *Transactions of ASME, Journal of Solar Energy Engineering*, Vol. 122, pp 14-22, E.U.A

Ray A. (1981) Nonlinear dynamic model of a solar steam generator, *Solar Energy*, Vol. 26, No 4, pp 297-306.

Rojas E., Barrera G., Herrmann U. y Yildirim F. (1996) Solution of some questions concerning the conceptual design of the PSA DISS test facility. In *Proceedings of 8<sup>th</sup> International Symposium on Solar Thermal Concentrating Technologies*, Köln, Germany.

Schild P. (2002) Solar thermal power: European perspective, *Proceedings of the 11<sup>th</sup> SolarPACES International Symposium on Concentrated Solar Power and Chemical Energy Technologies*, Sep. 4-6, 2002, Zurich Suiza

Steinmann W. y Eck M. (2000) Direct solar steam generation in parabolic troughs: Thermal stress due to variations in irradiation, Proceedings of the 10<sup>th</sup> SolarPACES International Symposium of Solar Thermal 2000, pp 107-112, Sydney Australia.

Taitel Y. y Dukler A. E. (1976) A model for predicting flow regime transitions in horizontal and near horizontal gas-liquid flow, AIChE Journal, Vol. 22, No. 47, pp 47-54

Timoshenko S. (1955) Strength of materials, Part 1 Elementary theory and problems, 3ra Edición, D. Van Nostrand Company, Inc. Nueva York. E.U.A.

Valdés A., Almanza R., Soria A. y Mazari M. (1998) Mathematical model for direct steam generation in parabolic trough collectors with compound-wall receiver, proceedings of the 1998 Annual Conference, American Solar Energy Society, pp. 271-275.

Whalley P. (1987) Boiling condensation and gas-liquid flow. Edit. Oxford University press Nueva York, E.U.A.

Whalley P (1996) Two-phase flow and heat transfer. Edit. Oxford University Press New York, E.U.A.

Zarza E., Ajona J.I. y Hennecke K. (1997) Development of a new generation of solar thermal power stations, Solar Thermal Concentrating Technologies, Becker M. and Böhmer M.(Eds), Proceedings of 8<sup>th</sup> International Symposium, Vol. 2, pp. 397-415, C.F. Müller Verlag, Heidelberg, Germany.

Zarza E., Dieter h., Eck M., y Hennecke K. (2001) The DISS project: Direct steam generation in parabolic troughs operation and maintenance experience update on project status, Proceedings of Solar Forum 2001, Solar Energy: The Power to Choose, abril 21-25, Washington, E.U.A.

Página electrónica [www.solarpaces.org](http://www.solarpaces.org)

Página electrónica [www.compranet.gob.mx](http://www.compranet.gob.mx)

## BIBLIOGRAFÍA CONSULTADA

- Beer F. P. y Johnston E. R. (1993) *Mecánica de Materiales*, 2a Edit. McGraw Hill, Colombia.
- Bennett C. O. y Myers J.E. (1983) *Momentum, heat, and mass transfer*, McGraw Hill Chemical Engineering Series. Tokio Japón.
- Gaterwood B. E. (1957) *Thermal stresses, with applications to airplanes, missiles, turbines, and nuclear reactors*, McGraw-Hill, Publications in aeronautical science, E.U.A.
- Hsu Y. (1986) *Transport processes in boiling and two phase systems*. American Nuclear Society, Inc. Illinois, E.U.A.
- Incropera F. y DeWitt D. (1999) *Fundamentos de transferencia de calor*, 4ª edición Prentice Hall, México.
- Delhaye, J., Giot, M. (1981) *Thermohydraulics of two-phase systems for Industrial design and nuclear engineering*. Edit McGraw Hill book company. E.U.A.
- Dorn J.E. (1961) *Mechanical behavior of materials at elevated temperatures*. University of California Engineering Extension Series, McGraw Hill, Nueva York, E.U.A.
- Lippke F. (1996) *Direct steam generation in parabolic trough solar power plants: numerical control of a once-trough system*. *Journal of Solar Energy Engineering* 118, pp.9-14
- Mills A. F. (1999) *Transferencia de Calor*, 1ª Edit. McGraw Hill/IRWIN, Colombia
- Özişik M. N. (1980) *Heat Conduction*, John Wiley & sons, E.U.A.
- Rohsenow W. M. y Hartnett J. P. (1973) *Handbook of Heat Transfer*, McGraw Hill, E.U.A.
- The M. W. Kellogg Company (1955) *Design of piping systems*, 2a edición, John Wiley & Sons, E.U.A.
- Winter C. J., Sizmann R.L. Vant-Hull L.L. (1991) *Solar power plants*, Edit. Springer-Verlag, E.U.A.

## APÉNDICE A

### Propiedades de los materiales empleados para la construcción del receptor

Propiedades de los materiales	Cobre	Acero
Módulo de elasticidad, E [kg/cm <sup>2</sup> ] <sup>+</sup>	1 054 650	1 968 700
Límite de elasticidad a la tensión, [kg/cm <sup>2</sup> ] <sup>+</sup>	714	1830
Límite de elasticidad a la compresión, [kg/cm <sup>2</sup> ] <sup>+</sup>	714	1830
Presión interna permisible [kg/cm <sup>2</sup> ]	(32 )	"175.5"
Esfuerzo permisible a 200°C [kg/cm <sup>2</sup> ]	(175.7)	"843.5"
Resistencia a la deformación permanente a 25°C [kg/cm <sup>2</sup> ]	(632.6)	"1757"
Coefficiente de dilatación térmica, $\alpha$ [1/K]	0.0000168	0.0000121
Conductividad Térmica, k [W/m K] <sup>+</sup>	387.6	62.3
Densidad [kg/m <sup>3</sup> ]	8933	7832
Calor específico, $c_p$ [J/kg K] <sup>+</sup>	397	487

<sup>+</sup> a 400K [Incropera.- Transferencia de calor, 1999]

\* [Beer y Johnston.- Mecánica de materiales ,1993]

(-) para tuberías de cobre tipo K, con diámetro nominal de 34.9 mm y espesor de pared 1.8 mm [Piping Handbook, 1967]

“-“ para tuberías de acero galvanizado cedula 40, con diámetro nominal de 31.7 mm [Piping Handbook, 1967]