

01186
24/1

DIVISION DE ESTUDIOS DE POSGRADO

FACULTAD DE INGENIERIA

INESTABILIDAD DEL REVESTIMIENTO DEL FONDO DE
UN TANQUE AMORTIGUADOR

EFRAIN BALDEMAR DEL RISCO MORENO

TESIS DOCTORAL

PRESENTADA A LA DIVISION DE ESTUDIOS DE
POSGRADO DE LA

FACULTAD DE INGENIERIA

DE LA

UNIVERSIDAD NACIONAL AUTONOMA DE MEXICO

COMO REQUISITO PARA OBTENER

EL GRADO DE

DOCTOR EN INGENIERIA

(MECANICA TEORICA Y APLICADA)

CIUDAD UNIVER-SITARIA

1989

TESIS CON
FALSA DE ORIGEN



Universidad Nacional
Autónoma de México

Dirección General de Bibliotecas de la UNAM

Biblioteca Central



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.

4.2	Segunda etapa (Experimentos sobre las causas dinámicas del problema)	23
4.2.1	Estudio del efecto de las oscilaciones del nivel del líquido sobre el piso del modelo	24
4.2.2	Medición de la frecuencia de oscilación de la superficie libre del agua	24
4.2.3	Medición simultánea de la presión arriba y abajo de la losa	25
4.2.4	Tercera etapa (Estudio del efecto de las juntas)	29
4.2.5	Cuarta etapa (Experiencias para aumentar la estabilidad del revestimiento)	31
4.3	Discusión de resultados	32
5.	ANÁLISIS DEL PROBLEMA	40
5.1	Interacción losa-flujo rápido	41
5.2	Interacción losa-salto hidráulico	61
5.2.1	Acción del flujo rasante sobre las juntas en condiciones de salto hidráulico	61
5.2.2	Acción de las oscilaciones verticales del salto hidráulico en el revestimiento de un tanque amortiguador	65
6.	EVALUACION DE MODELOS Y CONSIDERACIONES DE DISEÑO	81
6.1	Evaluación de modelos	81
6.2	Consideraciones de diseño	83
7.	CONCLUSIONES	85
	RECONOCIMIENTOS	86
	REFERENCIAS	87

RESUMEN

En este trabajo se hace un análisis del levantamiento de una losa del piso de un tanque amortiguador, con el fin de conocer las causas que modifican su estado de reposo, y a partir de ello encontrar nuevas formas de mejorar su estabilidad

Para simplificar el estudio, primero se examina la inestabilidad de la losa cuando está expuesta a un flujo rápido (salto barrido) ; en esta forma, únicamente se centra la atención en el efecto de la velocidad de la corriente de agua en la pérdida del estado de reposo del espécimen ensayado, ya que los movimientos verticales del fluido de trabajo son mínimos en estas condiciones del escurrimiento. Enseguida se aborda el efecto combinado de dos características del salto hidráulico: la alta velocidad del flujo en contacto con el piso y los cambios bruscos de nivel de la superficie libre del líquido.

El objetivo propuesto se alcanza a través de asociar el trabajo experimental con el trabajo analítico, hecho que se traduce en la formulación de hipótesis tendientes a explicar el origen de las fuerzas que producen el levantamiento de la losa. Como consecuencia de esa etapa del proceso investigativo, se elaboraron algunos modelos cuya meta es estimar en forma aproximada la magnitud de dichas fuerzas.

Finalmente, se ponen a consideración algunas ideas con la intención de inhibir las consecuencias de las fuerzas que desestabilizan el revestimiento, las que son generadas por la acción del flujo rápido en contacto con el piso y la macroturbulencia inherente al resalto.

ABSTRACT

An slab lift analysis of a stilling basin's floor is made in this work, to know causes that modified its rest condition, for founding new ways to improve its stability.

To simplify the study, is first examined slab instability, when exposed to high-speed current, thus, attention is centred only over water stream rate effect, in rest condition loss of assayed sample, because in this sneaking out conditions, work fluid vertical movements are minimum. Treating immediately the combined result of hydraulic jump two characteristics; high-speed current in contact with floor and level sudden changes in liquid free surface.

Objective is reached through associating experimental work with analytical work, fact that transforms in hypothesis formulation led to explain forces source, which produces slab lift. In consequence to this search procedure stage, there were made some models whose objective is to value approximately the magnitude of such forces.

Finally, some ideas are considered for avoid forces results which unbalance coating, this forces are produced by high-speed current action and macroturbulence inherent to hydraulic jump.

NOMENCLATURA

a	Ancho de la losa
c'	Parámetro que toma en cuenta la variación del espesor de la capa límite en un resalto
c''	Parámetro que toma en cuenta la variación de la velocidad máxima en un resalto
d	Magnitud de la diagonal de la losa
e	Espesor de la losa
f	Frecuencia asociada al pico máximo en espectro desplazamiento-frecuencia
f'	Frecuencia de las oscilaciones verticales de la superficie libre del resalto
f _c	Frecuencia calculada de las oscilaciones libres del resalto
f _s	Fuerza de sustentación
f ₁	Frecuencia de las pulsaciones de presión que pueden presentarse en las juntas transversales
f ₂	Frecuencia de las pulsaciones de presión que pueden presentarse en las juntas longitudinales
g	Aceleración de la gravedad
h	Altura del agua sobre el piso en condición de salto barrido
h'	Tirante en cualquier punto del resalto
h _{ji}	Altura piezométrica en la cara inferior
h _{js}	Altura piezométrica en la cara superior
h ₁	Abertura del orificio de alimentación
k	Parámetro que caracteriza la estructura del flujo en la viscosidad aparente
m	Pendiente de la distribución lineal de la presión neta
m'	Parámetro que toma en cuenta la variación de la capa límite en un resalto
m''	Parámetro que toma en cuenta la variación de la velocidad en un resalto
p	Sobrepresión en las juntas transversales producida por la discontinuidad del piso

P_1	Sobrepresión en la junta transversal delantera producida por la discontinuidad del piso en salto barrido
P_2	Sobrepresión en la junta transversal trasera producida por la discontinuidad del piso en salto barrido
P_1'	Sobrepresión en la junta transversal delantera producida por la discontinuidad del piso en salto ahogado
P_2'	Sobrepresión en la junta transversal trasera producida por la discontinuidad del piso en salto ahogado
\bar{u}	Velocidad media en la dirección horizontal en un resalto
u'	Velocidad fluctuante en la dirección horizontal en un resalto
u	Velocidad de fricción
\bar{v}	Velocidad media en la dirección vertical en un resalto
v'	Velocidad fluctuante en la dirección vertical en un resalto
x	Distancia horizontal desde cualquier punto del resalto al orificio de alimentación
\bar{x}	Distancia desde el punto de aplicación de la fuerza de sustentación producida por la discontinuidad del piso a la arista inferior trasera en salto barrido
\bar{x}'	Distancia desde el punto de aplicación de la fuerza de sustentación producida por la discontinuidad del piso a la arista inferior trasera en salto ahogado
y_0	Desnivel inicial entre losa y piso
$A, B, y C$	Parámetros que aparecen en las expresiones empíricas de la producción de turbulencia y el coeficiente de presión C_p'
C'	Constante de la distribución lineal de la presión neta
C_p'	Coficiente de presión que toma en cuenta las fluctuaciones de presión
D	Desplazamiento vertical medio de la losa de prueba
$D_{\text{máx}}$	Desplazamiento vertical máximo de la losa
F	Fuerza de sustentación producida por la discontinuidad del piso en salto barrido
F'	Fuerza de sustentación producida por la discontinuidad del piso en salto ahogado

F_i	Fuerza de impacto
F_L	Fuerza de levantamiento producida por la presión neta
F_r	Número de Froude función de la velocidad en el orificio y la abertura del orificio
F_s	Fuerza de succión originada por el desprendimiento de la capa límite
F_t	Fuerza producida por la turbulencia
P	Presión neta en cualquier punto de la losa
ΔP	Sobrepresión en la cara inferior de la losa producida por el desnivel
Q	Gasto volumétrico
R	Reacción del piso sobre la losa
Re_x	Número de Reynolds función de la distancia al orificio de alimentación
U	Velocidad de la corriente exterior
U_c	Velocidad de la corriente exterior a la que ocurriría la falla con desnivel
U_r	Velocidad de la corriente exterior en la condición de falla con losa bien alineada
U_m	Velocidad máxima en el salto hidráulico
U_1	Velocidad del agua en el orificio
\bar{V}	Velocidad media resultante
X	Distancia adimensional
X_1	Distancia desde el orificio a la junta delantera
X_2	Distancia desde el orificio a la junta trasera
Y	Desnivel de la losa al quedar atorada
Δ	Espesor de la región separada
δ	Espesor de la capa límite sobre una placa plana
δ'	Espesor de la subcapa viscosa
δ''	Espesor de la capa límite en un resalto
ε	Longitud de las juntas transversales
ρ y γ	Densidad y peso específico del agua
μ y ν	Viscosidades dinámica y cinemática del agua

1. INTRODUCCION

1.1 Planteamiento del problema

En la interacción de un flujo y un sólido con libertad de movimiento, en algunas ocasiones suceden fenómenos cuya ocurrencia es factible únicamente en el prototipo, debido a que son consecuencia de mecanismos disipadores de energía que se magnifican con la escala. Esta situación puede conducir a problemas inesperados que no se tomaron en cuenta en la etapa de diseño, precisamente porque en las pruebas de laboratorio realizadas no se presentaron. Basta recordar para ello la destrucción del puente de Tacoma por la acción del viento o las fuertes vibraciones que se producen en los desfogues de las turbomáquinas como consecuencia de la tendencia actual de incrementar su eficiencia mediante la construcción de máquinas cada vez más grandes.

En algunas obras de ingeniería la interacción del flujo y la estructura se da exclusivamente a través de una de sus caras, la cual se diseña y construye para conducir el escurrimiento de manera conveniente. Tal es el caso, por ejemplo, del revestimiento de ciertos conductos hidráulicos, los cuales tienen que ser protegidos para evitar la acción erosiva de la corriente turbulenta que en ellos se genera.

El diseño tradicional de revestimientos de obras hidráulicas toma en cuenta en forma directa las cargas estáticas e incluye indirectamente las dinámicas en el factor de seguridad. Este hecho no asegura la estabilidad del revestimiento calculado con las normas tradicionales de diseño, puesto que éstas no involucran de manera racional los aspectos dinámicos del flujo, como podrían ser las fuerzas asociadas a la naturaleza turbulenta de la corriente u otro tipo de fuerza que resulte de la rapidez del agua sobre el recubrimiento.

La validez de esta consideración se comprueba al consultar la literatura especializada, en la que se reportan daños de revestimientos diseñados con las reglas clásicas, refs. 7, 46, 107, 137 y 145a.

Una experiencia de esa naturaleza y que nos stañe de manera directa fue la destrucción parcial del piso del tanque amortiguador de la Presa Melpaso. En efecto, a fin de evitar la erosión de la roca por la acción del flujo, el fondo del dissipador de energía de esa presa, también conocida como Netzahualcōyotl, se recubrió con losas de concreto armado de 10 m de ancho, 12 m de largo y 2.5 m de espesor con un peso aproximado de 720 Ton. cada una. Para mayor seguridad

Las losa fueron ancladas individualmente a la roca con 12 varillas de acero For de 1 1/4 pulgadas de diámetro, que en conjunto generan una fuerza de sujeción de aproximadamente 350 Ton.

De acuerdo con los estudios realizados en el gabinete, que fueron comprobados en el laboratorio en un modelo a escala 1:100, el tanque amortiguador de Malpaso debería trabajar en condiciones hidráulicas favorables hasta con un gasto de 11,000 m³/s. Sin embargo, con un gasto que se estima en 3,000 m³/s, las losas próximas a la rápi da fueron primero removidas y posteriormente arrastradas por la corriente hasta quedar en la posición que se muestra en la foto 1.

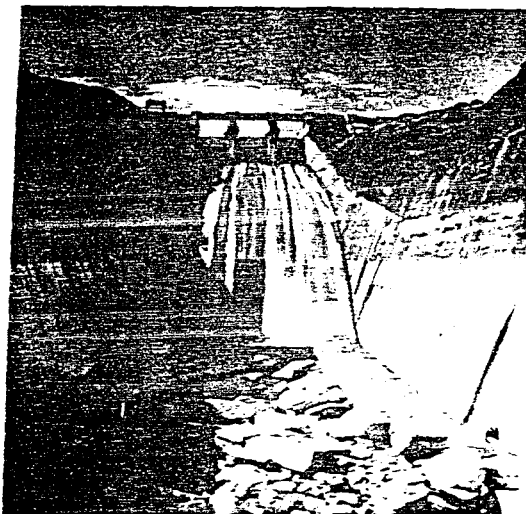


Foto 1 Daños en el piso del tanque amortiguador de la Presa Malpaso

Este desperfecto despertó el interés en los centros de investigación dedicados a la hidráulica en México y sirvió como tema de diversos estudios encaminados, en primer término, a proponer soluciones rápidas para aumentar la estabilidad del revestimiento, sin entrar en detalle de las causas del fenómeno. Posteriormente se iniciaron estudios exhaustivos para establecer criterios de diseño que garanticen la estabilidad del recubrimiento del piso de un tanque amortiguador. Es en este último contexto en el que se podría catalogar el trabajo cuyas metas y repercusiones a continuación se manifiestan.

1.2 Objetivos y alcances

Este trabajo pretende comprender las causas que originan el levantamiento de losas del piso en tanques amortiguadores. Se desea encontrar criterios que eviten el levantamiento de dichos recubrimientos.

Tomando en cuenta que la falla de revestimientos ocurre en otros tipos de obras hidráulicas (túneles, canales, rápidas, etc.), es factible que los resultados del estudio que aquí se presentan sean útiles en esos casos, siempre que se presenten condiciones semejantes.

1.3 Metodología

Los resultados que se reportan en esta tesis se obtuvieron evaluando ciertas hipótesis formuladas a partir de:

- a) la observación directa del levantamiento de una o varias losas en un modelo experimental a escala reducida.
- b) El análisis del movimiento de una losa de prueba en un modelo a escala reducida, para lo cual se usaron sensores de desplazamiento colocados en su cara inferior.
- c) La medición simultánea de las presiones en las caras superior e inferior de la losa de prueba.
- d) Pruebas realizadas por otros investigadores interesados en el problema.

El objetivo de las hipótesis propuestas fue dar respuesta a preguntas relacionadas con el origen, magnitud y punto de aplicación de la fuerza que provoca la falla.

Teniendo presente que la inestabilidad del revestimiento, al menos

en el modelo, se presenta en condiciones de salto barrido y salto ahogado, se optó por estudiar primero la falla en la primera condición. En esta forma se simplificó el problema, al eliminar los cambios bruscos de nivel de la superficie libre del salto, y se estudió exclusivamente el efecto de la corriente rápida sobre la losa, presente en ambas condiciones de falla.

Posteriormente se experimentó con el salto desarrollándose sobre el espécimen de prueba, con lo que fue posible investigar el efecto combinado del flujo rápido y el movimiento vertical del agua.

2. ESTUDIOS PRECEDENTES

2.1 Revisión bibliográfica

Los artículos consultados sobre el tema, o indirectamente relacionados con él, pueden clasificarse para su análisis de la manera siguiente:

a) Manuales y trabajos sobre el diseño de revestimientos de obras hidráulicas

La información relacionada con dicho diseño es muy escasa y se basa principalmente en consideraciones estáticas. Las fuerzas que podrían resultar del movimiento del agua sobre el recubrimiento son ignoradas y se toman en cuenta mediante el factor de seguridad.

Normalmente el diseño de revestimientos se ha realizado con las normas que para el efecto recomienda el Bureau of Reclamation, U.S., ref. 19, aunque otros manuales también persiguen el mismo fin, refs. 6,29,41 y 61.

La incertidumbre que implican las normas tradicionales aunada al conocimiento de algunos casos de falla, condujo a la realización de estudios específicos. De estas experiencias se han inferido algunas recomendaciones que son de utilidad para condiciones de diseño similares, refs. 12,15,44,56,57,105,106,129,149 y 168. Sin embargo, por tratarse de casos específicos algunos de los cuales el interés se centraba en el comportamiento hidráulico del sistema, dichas opiniones no eliminan la incertidumbre que llevan consigo el desconocimiento del proceso de falla.

b) Reportes de fallas de revestimientos

Los informes de fallas de revestimientos son limitados, quizás debido a los inconvenientes que puede suscitar su difusión. De los artículos consultados, refs. 7,24,30,101,107,137 y 145a, se puede inferir que se han presentado daños de este tipo en obras tales como tanques amortiguadores, túneles y rápidas de vertedores. En dichos dispositivos los desperfectos ocurren a veces con gastos menores al de diseño pero que, debido a la magnitud de las obras, implican velocidades y niveles de turbulencia que superan con mucho los manejados en obras similares, pero de menor tamaño, cuyos revestimientos habían operado satisfactoriamente.

Otro aspecto que llama la atención es que el desprendimiento del recubrimiento se inicia en zonas de mayor contenido de turbulencia y máxima velocidad de la corriente fluida. Verbigracia, en un tiempo por

la altura del vertedor (100 m), el fenómeno ocurrió al principio del tanque, donde en la proximidad del piso la velocidad del flujo era superior a los 30 m/s, ref.77. Análogamente, en la presa Karnafuli, ref.107, el incidente ocurrió al final de la rápida, región en la que el flujo alcanza su máxima velocidad y la turbulencia generada por el salto en el tanque es grande.

Los trabajos examinados subrayan el cuidado que se tuvo tanto en el diseño como en la construcción de cada obra, de manera que causó sorpresa el hecho de que los bloques de revestimiento fuesen removidos y posteriormente arrastrados por la corriente.

Un detalle constructivo importante por sus implicaciones es el referente al cuidado especial que se tuvo en el alineamiento de los elementos constitutivos del revestimiento, con el fin de protegerlo de la acción directa del escurrimiento.

c) Estudios para evitar la inestabilidad de revestimientos

Estos trabajos son numerosos y ponen de manifiesto los avances obtenidos en la comprensión del problema. La bibliografía consultada permite inferir que el fenómeno ha sido abordado con los siguientes enfoques: empírico, estocástico y causal.

i) Enfoque empírico

Los seguidores de esta forma de atacar el problema, refs.46,135 y 136, buscaron relacionar ciertos parámetros del flujo con las características geométricas de las losas. Se perseguía así predecir el gasto capaz de provocar la inestabilidad del revestimiento cuando se conoce el peso de los elementos que lo constituyen.

Para lograr este objetivo, se recurre primero al análisis dimensional, mediante el cual logran establecer relaciones funcionales implícitas entre los parámetros adimensionales que resultan de combinar las variables seleccionadas. Por ejemplo, para el caso de tanques amortiguadores, ref.137, se trata de asociar el gasto con la profundidad del tanque, los respectivos tirantes conjugados, el largo y espesor de las losas, etc. Posteriormente, con el auxilio del trabajo experimental se encuentra la relación funcional explícita con la cual se propone criterios de diseño.

Dentro de la misma manera de abordar el problema, refs.3,4,77,85, 86 y 136, se buscó medir la fuerza que levanta las losas. Dicha medición se realizó con piezómetros conectados en una de las paredes del modelo de manera que se registrara la presión arriba y abajo del bloque colindante con ella, inmediatamente después de la rápida. Las

lecturas piezométricas así obtenidas indican que la presión en ambas caras aumenta con el gasto, siendo ligeramente mayor en la cara inferior del elemento analizado; también se reporta que la diferencia de tales presiones no llega a ser significativa, aun durante la falla, ref.72.

El comportamiento de la presión en ambas caras del revestimiento condujo a concluir que en los tanques amortiguadores se genera una subpresión de flotación asociada a la macroturbulencia, y que dicha subpresión se debe a un mecanismo local que se originaría en períodos de tiempo muy cortos como para ser detectados con piezómetros.

Todos los trabajos consultados sostienen que la falla se puede evitar incrementando el peso del revestimiento, lo cual debería lograrse aumentando las dimensiones de sus componentes. En este sentido algunos autores opinan que conviene aumentar el espesor de las losas, puesto que además de acrecentar su peso se facilitarían que éstas se traben entre sí, dificultando el volteo. Por el contrario, otros investigadores sugieren aumentar el largo, argumentando un incremento del momento de inercia alrededor del eje de giro durante el levantamiento.

ii) Enfoque estocástico

Quienes abordan el problema mediante este enfoque, suponen que el fenómeno se origina en las fluctuaciones turbulentas de presión a que está expuesto el revestimiento cuando interactúa con el flujo macroturbulento rápido del salto hidráulico. Por tanto, esta hipótesis dió lugar a una serie de estudios teóricos-experimentales tendientes a cuantificar la fuerza dinámica que resultaría del movimiento caótico del resalto, refs.1,136,160,161 y 165.

En esencia, la hipótesis de las fluctuaciones turbulentas de presión asegura que, debido a la macroturbulencia, la presión en la cara superior del revestimiento fluctúa respecto a la presión hidrostática en el tanque, de manera que, por momentos, la presión en dicha cara puede llegar a ser menor que el valor medio temporal. Tal disminución de la presión instantánea en la cara superior no implicaría mayor peligro si no fuera por la turbulencia.

En efecto, la hipótesis de las fluctuaciones macroturbulentas de presión parece implicar que los cambios de presión en la cara superior del revestimiento pueden estar defasados de los que ocurren en su cara inferior, los que además se suponen amortiguados. De esta forma se piensa que el fenómeno ocurre cuando una disminución instantánea de presión en la cara superior no es convenientemente compensada por la correspondiente fluctuación de presión en la cara infe

rior, en la cual se presume que predominará la presión hidrostática.

Tomando en cuenta la naturaleza macroturbulenta del salto hidráulico, se supone que las fluctuaciones de presión son aleatorias y dependen del gasto, del espacio y del tiempo, y que la acción conjunta de estos factores determina una fuerza capaz de levantar las losas a partir de cierto gasto.

La realización de estos trabajos implicó el uso de técnicas especiales tanto en la medición como en el procesamiento de datos, además de los métodos teóricos relacionados con el tratamiento estocástico del problema, refs.5 y 60. Por ejemplo, las fluctuaciones de presión fueron registradas con dispositivos electrónicos de alta precisión y resolución, colocados en el piso del tanque, inmediatamente después de la rápida.

El levantamiento de presiones se hizo para diferentes condiciones del salto hidráulico, los cuales iban desde salto libre hasta salto ahogado. En esos estados, la presión media en el piso aumenta en el sentido del flujo y permanece constante en la dirección transversal. La correlación de las fluctuaciones disminuye en el sentido de la corriente y no cambia en la dirección normal a ella, en la cual además exhibe buena correlación.

Con base en estos resultados, algunos autores concluyen el estudio dando criterios de diseño los cuales toman en cuenta la naturaleza aleatoria de las fluctuaciones de presión, el tiempo de exposición del revestimiento a la acción del flujo y el gasto, recomendando aumentar el peso de las losas haciéndolas de mayor peralte.

iii) Enfoque causal

Conviene ahora comentar otros trabajos que, por alejarse de las tendencias antes descritas, se consideran fuera de los enfoques ya delineados. La principal característica de estos artículos es que toman en cuenta el aspecto dinámico del revestimiento y la manera en que este interactúa con el flujo, refs.31,72,76 y 140. En ellos se plantean ideas de cómo puede ser el mecanismo que conduce a la falla. Por ejemplo, en la ref.72, inicialmente se plantea la hipótesis de que el levantamiento en tanques amortiguadores se debe a resonancia. Esta tendría lugar cuando la frecuencia de las perturbaciones que se presentan en el seno de la corriente se hace igual a la frecuencia natural de las losas. El trabajo experimental realizado en dicho estudio no mostró indicios de resonancia pero tampoco la invalidó. Los resultados indican que se requiere cierta potencia hidráulica asociada al flujo para desencadenar el daño.

Otros estudios, refs. 134 y 140, sostienen la imposibilidad de la resonancia arguyendo que las losas se comportan como sistemas sobre-amortiguados por estar inmersas en agua. Además, se asegura que el levantamiento lo provoca la macroturbulencia mediante una fuerza centrada, que hace que durante la falla los componentes del revestimiento experimenten movimientos de traslación pura.

No cabe duda que los trabajos consultados sobre el tema, por el rigor del método utilizado y por la finura de la investigación teórica-experimental realizada, son de mucho valor. Sin embargo, en ninguno de ellos se da una explicación precisa de cómo se genera la fuerza que desequilibra el sistema. Tampoco se da una idea de cómo localizar el punto de aplicación de dicha fuerza y en el análisis dinámico no se toma en cuenta fuerzas tales como la de fricción y de reacción del piso.

Llama también la atención que aún habiéndose comprobado que el revestimiento se estabiliza al sellar las juntas entre losas mediante el asentamiento de las mismas sobre enrejados, no se trató de explicar cómo afecta la discontinuidad del piso a su equilibrio.

3. INSTALACION EXPERIMENTAL

3.1 Instalación experimental

Los resultados que se reportan en esta tesis fueron obtenidos en diferentes dispositivos experimentales, algunos de los cuales se idearon y diseñaron en el transcurso de la investigación para evaluar las diversas hipótesis de trabajo; otros fueron adaptados a las necesidades del presente estudio a través de modificaciones que permitieron ampliar el rango de ciertas variables de interés, sin alterar las características cualitativas del fenómeno. A fin de llevar un orden en el desarrollo del trabajo, a continuación se describen dichos dispositivos en el orden en que fueron utilizados.

3.1.1 Simulador del fenómeno

La inestabilidad del revestimiento se estudió en un arreglo que resultó de modificar un modelo a escala 1:30 del tanque amortiguador de la Presa Malpaso, fig.1. Tal modelo, diseñado y construido para estudiar con otro enfoque el mismo problema en el Instituto de Ingeniería de la UNAM, se modificó para aumentar el rango de velocidades del flujo al que estaría expuesto un elemento de revestimiento en condiciones de salto barrido (flujo rápido) y de salto ahogado. El incremento en cuestión se logró reemplazando el cimacio

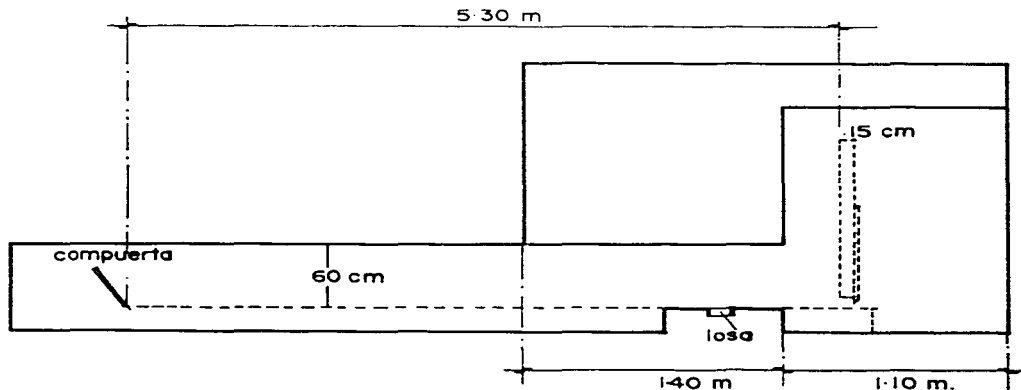


Fig.1 Modelo experimental

del modelo por una pared de tabique que remataba en su frontera inferior en un orificio rectangular a lo ancho del canal. La abertura del orificio se controlaba con una compuerta deslizante cuyos lados fueron sellados convenientemente a fin de evitar flujos secundarios en la zona de pruebas. El dispositivo en su conjunto consta de:

- Tanque de alimentación, que recibe agua de un tanque de carga constante.

- Zona de pruebas, porción de un canal de 0.80 m de ancho, 0.60 m de altura y 5.30 m de largo, inmediatamente después del orificio de alimentación. En ella se encuentra un espacio hueco de 0.20 m por lado y 0.04 m de espesor, distante 0.30 m del orificio, a ser recubierto mediante la losa por ensayar. Para visualizar el espécimen de prueba, una de las paredes del canal en la zona de pruebas era de lucita.

- Compuerta giratoria, localizada corriente abajo de la zona de pruebas, sirvió para variar la profundidad del tanque amortiguador.

- Vertedor rectangular, colocado aguas abajo de la compuerta, se utilizó para medir el gasto circulante.

3.1.2 Conducto cilíndrico ranurado

Tubo de acrílico de 0.0381 m de diámetro y 0.40 m de largo con una ranura circunferencial " r " de 0.001 m de ancho y 0.035 m de largo distante 0.25 m de la entrada del mismo. Sirvió para estudiar el efecto de la discontinuidad de la superficie sobre el flujo a superficie libre que se desarrolla en su interior, fig.2.

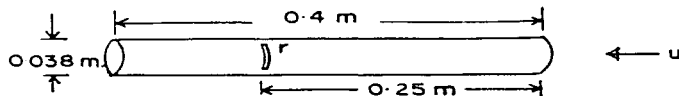


Fig.2 Tubo cilíndrico ranurado

3.1.3 Convertidor plano de energía

Placa plana de acrílico de 0.15 m de ancho, 0.30 m de largo y 0.005

m de espesor. Sirvió para mostrar cómo la discontinuidad de la frontera sobre la cual escurre el fluido origina que parte de la energía cinética se transforma en energía de presión. Este cambio de energía se realiza a través de una ranura "r" de 0.0015 m de ancho y 0.07 m de largo, practicada a 0.20 m del punto a partir del cual el fluido empieza a escurrir. Dicha ranura se continuó hasta la cara opuesta a la del escurrimiento, constituyendo una cavidad con ancho y largo iguales a la de la ranura y 0.005 m de profundidad, fig.3.

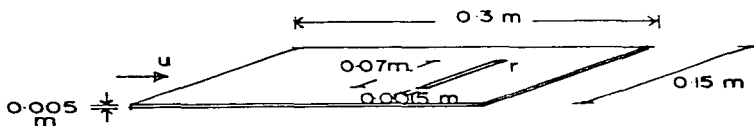


Fig.3 Convertidor plano de energía

3.1.4 Generador de presiones entre placas paralelas

Dispositivo construido en acrílico que muestra cómo la interacción del flujo que se desarrolla en un canal, cuyo piso está formado por una sola placa plana con dos ranuras transversales "A" y "B", se produce entre sí en la dirección del flujo, da lugar al incremento de la presión entre dos placas paralelas convenientemente comunicadas con la ranuras, fig.4. Este aparato consta de un tanque de alimentación de 1 m de altura, 0.15 m de ancho y 0.10 m de largo. El suministro de agua a la zona de pruebas se realiza a través de un orificio rectangular con ancho igual al del canal y 0.0015 m de espesor, que comunica al tanque de alimentación con el canal en cuyo piso se encuentran las ranuras. El canal tenía 0.15 m de ancho, 0.30 m de largo y 0.10 m de altura. La ranura "A" se localizaba a 0.10 m del orificio rectangular, en tanto que la ranura "B" distó 0.17 m del mismo punto de referencia.

El espesor de las ranuras fue de 0.0015 m y la comunicación entre ellas se logró superponiendo dos cajas de acrílico, abiertas en su cara superior, de tal manera que al ser pegadas a la cara inferior de la placa que funge como piso se formaron dos cavidades que quedaban en su parte superior en las ranuras. En su extremo inferior las cavidades se comunicaban con el espacio que podría haber entre las tapas (placas paralelas) de las cajas, entre las cuales quedaba una película muy delgada de agua. La presión generada en estas

condiciones se observó mediante un sistema multipiezométrico conectado a puntos del piso del canal comprendidos entre las ranuras y en puntos de la tapa externa de la caja, en correspondencia a los del piso.

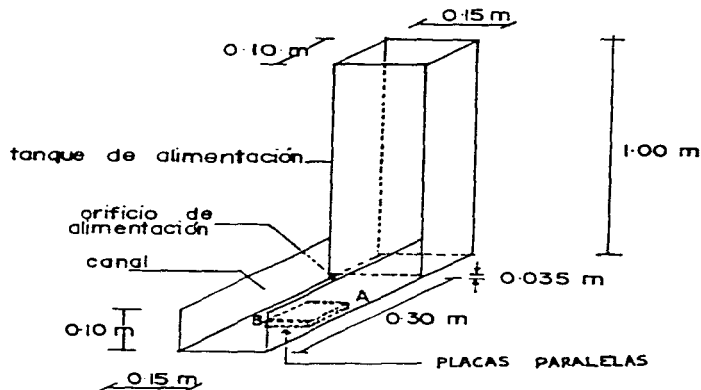


Fig.4 Generador de presiones entre placas paralelas

3.2 Instrumentación

En este trabajo se ha tratado de comprender las causas del levantamiento de revestimientos expuestos a flujos turbulentos rápidos estudiando el comportamiento de:

- Las presiones medias entre las caras superior e inferior del elemento ensayado
- Los movimientos que experimenta la losa de prueba al estar expuesta a la corriente
- Las fluctuaciones de presión en la cara superior y en la cara inferior de la losa.

El método de estudio arriba expuesto implicó la medición de las variables antes mencionadas mediante la utilización de ciertos instru-

mentos los cuales, para efecto de descripción, se clasificarán en: sensores, equipos de alimentación, amplificación y monitoreo, y sistemas procesadores de información.

3.2.1 Sensores

3.2.1.1 Celdas de presión

Se usaron 5 transductores de estado sólido marca Motorola MPX 50 con un rango de operación de 0 a 50 kPa y una sensibilidad de 1.2 mV/Pa. Estos dispositivos requieren para su funcionamiento de un voltaje de 5 Volts de corriente directa y tienen una presión de histéresis de ± 50 Pa (± 0.1 % de la escala total), así como un tiempo de respuesta de 1 milisegundo. Esas características los convierten en excelentes instrumentos para medir fluctuaciones de presión aunque, debido a la histéresis, pueden inducir error en la medición, cuando éstas son de pequeña magnitud. La calibración de los instrumentos se realizó en condiciones estáticas y dinámicas, y durante su ejecución se utilizó los sistemas de alimentación y amplificación a usar durante las pruebas. El amplificador usado incrementaba la señal de entrada 100 veces y las mediciones en estado estático difirieron 0.1 % de las realizadas en estado dinámico. También, los resultados de la calibración confirmaron la linealidad de la respuesta de estos indicada por el fabricante, la que resultó ser 10.1 % de la escala total. La sensibilidad de las celdas operando con sistema de amplificación resultó ser aprox. 120 milivots/kPa; es decir, 12 milivots/cm columna de agua.

3.2.1.2 Transductor de desplazamiento

Se usaron dos medidores de desplazamiento marca Hewlett Packard serie 7 DCDT-250, con una sensibilidad de 2.4 Volts/cm, alimentados con un voltaje de corriente directa de 6 volts y un rango de voltaje a la salida de ± 1.5 Volts. El movimiento del elemento ensayado se detecta mediante un vástago, en contacto permanente con él, con una carrera de ± 0.635 cm. El vástago está limitado a desplazarse en un espacio cilíndrico formado por un núcleo electromagnético excitado con una frecuencia de 1.2 kHz, y el sistema en su conjunto responde con una frecuencia de 120 Hz. La histéresis de estos aparatos es nula y su máximo de linealidad llega a ser ± 0.5 % de la escala total del voltaje de salida. Los resultados de la calibración de estos instrumentos sin equipo de amplificación confirmó algunas de las características antes mencionadas, en tanto que las pruebas de calibración utilizando todo el equipo a usar en los ensayos indicaron 125 micras/Volt

3.2.1.3 Sensor de nivel

Sistema eléctrico usado para medir la frecuencia asociada al movimiento vertical de la superficie libre del agua sobre el revestimiento. Consta de dos terminales, una de las cuales se introducía en el agua y la otra permanecía fija a cierta distancia de la superficie libre, para ser alcanzada por ésta durante su movimiento ascendente. En esta forma, toda oscilación vertical del flujo sobre el revestimiento ensayado cerraba el circuito, generándose una señal que era enviada a un analizador de espectro.

3.2.1.4 Multipiezómetro

Banco de piezómetros conectados a puntos de las caras superior e inferior de la losa de prueba; permitieron estudiar el comportamiento de las presiones medias sobre ella, al variar el gasto.

3.2.2 Equipos de alimentación, amplificación y monitoreo

3.2.2.1 Fuentes de alimentación

Dispositivos de salida variable marca Sistron mod. HH B20-2. Fueron ajustados para suministrar un voltaje constante de 5 Volts a los sensores de presión y desplazamiento. Por venir perfectamente atarri- zados de fábrica, estos aparatos no inducían frecuencias espurias.

3.2.2.2 Amplificadores

Sirvieron para incrementar las débiles señales que provenían de los sensores de presión y desplazamiento. Fueron diseñados, construidos y ajustados en la sección de instrumentación de Instituto de Ingeniería de la UNAM, para proporcionar ganancias de 5, 10, 100, 500 y 1000 en condiciones de operador diferencial. El ruido que podrían generar estos instrumentos se eliminó a través de aislar cada amplificador con una jaula de Faraday.

3.2.2.3 Osciloscópios y Voltímetros

Se utilizaron tanto en el proceso de calibración como durante las pruebas para monitorear las señales de interés. Se usaron dos osciloscópios marca Hewlett Packard Mod. 3723, los cuales constan de 2 canales con resolución de 0.01-20 volts/div y velocidad de señal de 0.5 a 2 seg/div. El voltímetro usado fue de la marca KEITHLEY Mod. 191.

3.2.3 Sistemas procesadores de información

3.2.3.1 Analizador de espectros

Se usó un analizador Hewlett Packard Mod. 3582-A de dos canales, que permite cubrir el rango de frecuencias comprendido entre 0.02 Hz y 25.6 kHz. Combina técnicas de procesamiento digital avanzado y un ordenador digital. Este equipo procesa la información en tiempo real, lo cual significa que el tiempo de procesamiento de la información es menor que el tiempo que se requiere para recabar la misma. En consecuencia, analiza los datos sin perder información durante el proceso de espera para hacer el análisis de las señales almacenadas durante un evento de observación.

El analizador permite obtener espectros de dos señales simultáneas proporcionando información sobre amplitudes y diferencias de fase de los espectros correspondientes y de la función de transferencia de un sistema mecánico. Además, permite obtener la coherencia entre dos señales y delimitar las relaciones de causalidad entre ambas.

Este aparato está diseñado de manera tal que hay opción de elegir el tipo de filtro a utilizarse en el procesamiento, existiendo la posibilidad de: filtro flat top, con un factor de forma de 2.6; filtro Hanning, con un factor de forma de 9.1 y filtro uniforme con un factor de forma de 716.

El procesamiento de la información se inicia con el muestreo, cada 250 milisegundos, de los 256 datos que puede admitir el equipo en el intervalo de frecuencia seleccionado, con espaciamiento en frecuencia de 4 Hz y un ancho de banda de ruido equivalente igual a 14.3 Hz.

Existen cuatro modos de operación en los cuales puede funcionar este procesador: tiempo, RMS, Peak y medio. En cada modo el analizador puede registrar promedios de 4 a 256 eventos en secuencia binaria, haciendo el cálculo del valor promedio. Básicamente, este dispositivo obtiene la transformada de Fourier de una señal $A(t)$, en el dominio del tiempo

$$S_A = \mathcal{F}\{A(t)\} = \int_0^{\infty} A(t) e^{-2\pi i f t} dt = |S_A| \cos \phi + j |S_A| \sin \phi$$

con lo cual obtiene la representación de la señal en el dominio de la frecuencia, donde: S_A , espectro complejo de la señal $A(t)$; $|S_A|$, contenido espectral instantáneo y ϕ , ángulo de fase que describe el defasamiento relativo de los componentes armónicos.

Como en la transformada resultante la mitad de la energía se encuentra en la región negativa del espectro, este aparato duplica los valores de amplitud antes que aparezcan en la pantalla; es decir, se obtiene el espectro de un solo lado.

Dependiendo del modo de operación seleccionado, el analizador realiza ciertas operaciones que llevan al resultado deseado. Así por ejemplo, en el modo de operación promedio en el tiempo, este procesador obtiene un espectro promedio que resulta de tomar la media de todos los espectros muestreados. En particular, en este estudio se seleccionó el modo RMS, por lo cual el cuadrado del valor medio del espectro complejo, S_A , es un espectro real calculado a cada frecuencia para cada conjunto de espectros instantáneos. Este espectro, por definición, es igual al espectro de potencia promedio de la señal, G_{AA} , el cual es la varianza de la señal en estudio. Las frecuencias en las cuales dos señales A y B tienen contenido espectral simultáneo se obtienen del espectro de potencia cruzado promedio de las mismas, y se definen como

$$G_{AB} = \overline{S_A \cdot S_B} = \overline{|S_A| |S_B|} \cos(\theta_A, \theta_B) + j \overline{|S_A| |S_B|} \sin(\theta_A, \theta_B)$$

Los ángulos de fase θ_A y θ_B , muestran la diferencia de fase promedio de dos señales simultáneas, en cada frecuencia.

Por otro lado, el modo RMS permite establecer la función de coherencia en 128 puntos del registro. Esta función definida como sigue

$$\gamma_{AB}^2 = \frac{|G_{AB}|^2}{G_{AA} \cdot G_{BB}}$$

denota la relación lineal entre causa y efecto entre las señales $A(t)$ y $B(t)$. Los procesos lineales excitados únicamente por $A(t)$ en $B(t)$, conducen a coherencia unitaria en todas las frecuencias. No linealidades o efectos no medidos hacen que la coherencia oscile entre 0 y 1. Cuando no existe relación causa-efecto, la coherencia se anula.

Otra posibilidad que se tiene con este aparato y siempre dentro del mismo modo de operación es la de estudiar el retardo en ganancia y fase introducido por un proceso excitado por $A(t)$ que responde con una señal $B(t)$. Esta función de transferencia se define como la relación compleja del espectro cruzado G_{AB} al espectro de potencia de la función de entrada G_{AA} .

3.2.3.2 Equipo de graficación

Los espectros obtenidos eran graficados en papel mediante un siste

ma periférico formado por una microcomputadora, un monitor y un graficador. La microcomputadora, Apple II, conectada al analizador por medio de una subrutina basic, lee las coordenadas digitizadas de los puntos de la gráfica del espectro, tal como se observa en la pantalla del analizador. Esta información primero era ordenada en la forma de un vector de variables reales y posteriormente grabada en disco magnético. Por último, mediante otra subrutina también en basic que lee las coordenadas del archivo de datos, el espectro era graficado en papel mediante un graficador Hewlett Packard Mod.747-0A, conectado a la microcomputadora.

3.2.3.3 Equipo de Videograbación

Con el fin de realizar lecturas simultáneas de las presiones en ambas caras de la losa, fue necesario grabar la imagen del sistema multi piezométrico utilizando un equipo de grabación de video SONY compuesto por: 1) Videograbadora SONY TRINITRON HVC-2200, 2) Cámara de videocassettes SONY TRINITRON HVC-2200 y 3) Timer controlador Tuner TIMER UNIT TT-2000. La cámara se montaba en un trípí y el banco piezométrico era convenientemente iluminado para garantizar que la imagen grabada, observada en un televisor a color, fuera la adecuada para su posterior análisis.

4. PRUEBAS REALIZADAS Y RESULTADOS

A fin de formular hipótesis congruentes con la realidad, fue necesario realizar una serie de ensayos en el laboratorio, los que permitieron inferir aspectos importantes del problema. Por tal razón, en esta parte del trabajo se describen esas experiencias y los resultados obtenidos de ellas.

Como la realización de tales experimentos obedeció a las necesidades de plantear o desechar suposiciones que condujeran a la comprensión del fenómeno en estudio, su presentación se hará en el orden en que fueron surgiendo.

Antes de entrar en materia, y con el objeto de tener una visión global de la labor experimental realizada, se presenta la tabla I, en la que se sintetiza las diversas pruebas realizadas

TABLA I Resumen de las pruebas realizadas						
ETAPA	OBJETIVO	METODO	SENSORES	VARIABLE MEDIDA	PROPORCIONALIDAD DE TANQUE	RESULTADOS
Primera	Conocer la cinemática de una losa	instru mental	2 DCDT	Desplaza miento de la losa	0.20 a a 0.40m	La losa gira alrede dor de su arista superior aguas abajo, tablas 4.1-4.3.
Segunda	buscar las causas dinámicas de la falla y acción de los cambios de nivel del agua y de la presión arriba y abajo de la losa	instru mental	DCDT y sen sor de ni vel. Sis tema mul tiplexado	frecuen cias de la losa y de las oscila ciones de la superfi cie libre	0.2, 0.3 y 0.4m, salto barrido	La losa reciente los cambios de nivel de la superficie libre, tablas 4.4-4.6. Luego aún abajo es mayor que en la cara superior de la losa, tablas 4.7 - 4.12.
Tercera	Estudio del efecto de las juntas	visual	piezóme tros		salto barrido	Las juntas transver sales al flujo convierten energía cinética en energía de presión, de ahí que la presión en la cara inferior de la losa sea mayor que en su cara superior
Cuarta	Aumentar la estabilidad del preses tiente	instru mental	longitudo metálicas		salto barrido y salto abogado	La losa no se levanta si el anclaje se concentra en su arista delantera infe rior.

4.1 Primera etapa (Ensayos para conocer la cinemática de una losa)

Las pruebas realizadas con este fin se encaminaron al conocimiento de las características del movimiento de una losa cuadrada de 0.2m

por lado y 0.04 m de espesor, desde gastos menores al de falla hasta aquellos que la levantaban. Tales experiencias se hicieron con diferentes profundidades del flujo en el modelo y consistieron en seguir el movimiento del elemento en cuestión mediante transductores de desplazamiento de corriente directa (DCDT), en contacto permanente con su cara inferior por la acción de un resorte adecuadamente instalado, fig.5. En esta forma toda alteración del estado de reposo de la losa modificaba el campo electromagnético del sensor, originando con ello una señal de voltaje proporcional al desplazamiento registrado, la que era enviada a un analizador de espectros, previo proceso de filtrado y amplificación; después, la señal pasaba a una microcomputadora y finalmente aparecía en papel por acción de un graficador, fig.6.

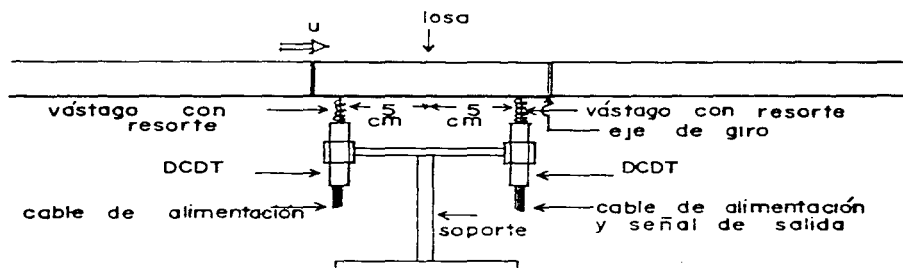


Fig.5 Losa de prueba con sensores de desplazamiento

La ejecución de estas pruebas, implicó seguir una secuencia lógica, a fin de evitar el registro de variables espurias y garantizar la confiabilidad, reproducibilidad y precisión de la variable de interés, tomando en cuenta las limitaciones del equipo de medición ante los cambios de humedad y temperatura. El procedimiento de medición consistió en permitir primero la estabilización de los amplificadores y fuentes de alimentación, para lo cual se adelantaba su encendido con anticipación. Una vez que el sistema de medición y el equipo periférico operaban de manera estable, se procedía a probar sin agua los transductores de desplazamiento mediante el levantamiento manual de la losa. Verificado el correcto comportamiento del instrumental en seco, enseguida se repetía la operación pero con el espécimen de prueba inmerso en agua quieta. Después de ejecutar satisfactoriamente el paso anterior, se procedía a alimentar en forma permanente agua al modelo, la cual provenía de un tanque de car

ga constante.

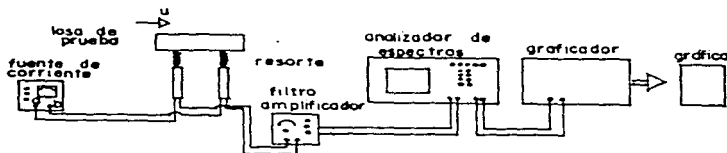


Fig.6 Diagrama de bloques del arreglo instrumental

Las primeras experiencias para conocer el tipo de movimiento que experimenta la losa, se hicieron con dos DCDT colocados en forma simétrica respecto a su centro geométrico, tal como se muestra en la fig.5. Dichas pruebas permitieron concluir que la losa gira periódicamente alrededor de su arista trasera inferior, fig.5. Por tal motivo, en lo sucesivo el movimiento de la losa fue seguido únicamente con el DCDT colocado aguas arriba, y los experimentos se realizaron con salto ahogado y salto barrido.

4.1.1 Salto barrido

En estas condiciones el escurrimiento está constituido por un chorro de espesor constante. El sensor de desplazamiento apenas empezó a registrar actividad con gastos próximos a los 5l lts/s, estado en el cual empezaron a detectarse mínimos cambios en la señal. Sin embargo, los indicios de acción son tan pequeños que difícilmente se puede tener certeza de que correspondan a movimientos de la losa. En general, la frecuencia de la actividad detectada, es de pequeña magnitud (en promedio de 1 Hz), y la falla normalmente ocurre con un gasto de aproximadamente 53 lts/s.

4.1.2 Salto ahogado

a) Tanque con 0.2 m de profundidad. La actividad registrada con esta altura de la compuerta generadora del salto fue mayor a la detectada en las otras profundidades del tanque amortiguador. El salto presente en el modelo era casi libre y se caracterizó por su elevado contenido de aire, que iba en aumento con el gasto. Los marcados movimientos de la superficie libre del agua dieron indicio de una gran actividad turbulenta, la que probablemente se reflejó en la magnitud de la señal registrada, la que por cierto resultó ser

considerablemente superior a la obtenidas con las otras profundidades de tanque. El efecto de la turbulencia en el estado de reposo de la losa se empezó a notar con gastos de aproximadamente 58.5 lts/s, condición en la que se detectaron pequeños cambios espaciados en forma de pulsos. La amplitud máxima registrada fue de 224 milivolts, lo que de acuerdo con la curva de calibración del DCDT equi vale a un desplazamiento vertical " D " de la losa de 28 micras en el punto de registro. El valor promedio de la frecuencia " f " del pico máximo fue de 1.22 Hz con un máximo de 1.6 Hz para 58.80 lts/s y un mínimo de 0.8 Hz con 76.35 lts/s, tabla 4.2. En estas condiciones la inestabilidad del revestimiento por lo general se presentó con un gasto de aprox. 77 lts/s.

Tabla 4.1 Profundidad de tanque: 0.2 m
Valores de f, D y D_{máx} (nomenclatura tabla 4.1)

Q (lts/s)	58.301	60.383	61.941	69.213	70.045
D (m)	4.6×10^{-7}	5.2×10^{-7}	2.2×10^{-6}	1.9×10^{-6}	5.4×10^{-6}
f (Hz)	1.2	1.2	1.2	1.6	1.2
D _{máx} (m)	6.1×10^{-7}	6.9×10^{-7}	2.9×10^{-6}	2.5×10^{-6}	7.2×10^{-6}

b) Tanque con 0.3 m de profundidad. El salto hidráulico desarrollado en estas condiciones es del tipo sumergido, por lo que la cantidad de aire en él se reduce considerablemente respecto al caso anterior. Con base en la experiencia adquirida en las pruebas con tanque de 0.2 m de profundidad, se seleccionó como primer gasto a ensayar el correspondiente a 58.80 lts/s. El valor de la frecuencia " f " en el pico de máxima amplitud, de gasto a gasto, sigue cayendo en el rango de las pruebas precedentes, y esos valores así como los correspondientes a los desplazamientos " D " que experimenta la losa se muestran en la tabla 4.3 para los diferentes gastos " Q " ensayados. En forma inesperada la falla en estas circunstancias ocurrió con un gasto menor que el necesitado para levantar la losa con profundidad de 0.2 m.

Tabla 4.2 Profundidad de tanque: 0.3 m
Valores de f, D y D_{máx} (nomenclatura tabla 4.1)

Q (lts/s)	58.301	60.383	61.941	69.213	70.045
D (m)	4.6×10^{-7}	5.2×10^{-7}	2.2×10^{-6}	1.9×10^{-6}	5.4×10^{-6}
f (Hz)	1.2	1.2	1.2	1.6	1.2
D _{máx} (m)	6.1×10^{-7}	6.9×10^{-7}	2.9×10^{-6}	2.5×10^{-6}	7.2×10^{-6}

c) Tanque con 0.4 m de profundidad. Con esta condición la actividad empezó a ser perceptible con un gasto de aproximadamente 62 lts/s, y se caracterizó por ser menos intensa que en las otras condiciones ensayadas. No obstante, el valor de la frecuencia del pico máximo, tabla 4.4, se mantuvo en el rango de las encontradas en las pruebas anteriores, aunque en promedio resultó algo menor que en los casos ya trabajados. El gasto de falla resultó ser próximo a la de la condición precedente, 69.218 lts/s.

Cabe mencionar que esta etapa de la investigación se planeó para el uso simultáneo de los sensores de presión electrónicos (celdas de presión) y de desplazamiento. Desafortunadamente, las celdas de presión seleccionadas no tuvieron la sensibilidad requerida para registrar las fluctuaciones de presión asociadas a los cambios de nivel de la superficie libre del agua. Por tal motivo, se declinó su uso por generar señales tan pequeñas que podrían confundirse fácilmente con el ruido del sistema.

Tabla 4.3 Profundidad de tanque: 0.4 m
Valores de f , D y $D_{\text{máx}}$ (nomenclatura tabla 4.1)

Q(lts/s)	61.941	67.575	69.218
D(m)	3.8×10^{-7}	3.6×10^{-6}	3.6×10^{-6}
f(Hz)	1.4	0.8	1.0
$D_{\text{máx}}$ (m)	5.0×10^{-7}	4.7×10^{-6}	4.9×10^{-6}

Empero, gracias a ellas fue posible programar otros experimentos a raíz del comportamiento completamente diferente que exhibieron en las condiciones de salto barrido y salto ahogado. Ciertamente, la actividad registrada por un sensor de presión instalado en el fondo de la instalación a una distancia de 5 cm aguas arriba de la losa, fue nula en salto barrido, en tanto que con salto ahogado se detectaban variaciones de la señal de voltaje que, aunque pequeñas, debido a su notable diferencia con la anterior, fueron suficientes para tener certeza de la acción de las fluctuaciones del nivel del agua sobre el piso del tanque. Como las pruebas aludidas encajan perfectamente en el aspecto dinámico del problema, serán tratadas en la sección correspondiente.

4.2 Segunda etapa (Experimentos sobre las causas dinámicas de la falla)

Los resultados de las pruebas descritas en el inciso anterior surgieron ciertas experiencias tendientes a identificar las fuerzas que

excitan la losa de prueba en salto ahogado y en salto barrido. En correspondencia con lo delineado en la introducción del presente capítulo, tales ensayos se presentarán en el orden en que fueron ejecutados.

4.2.1 Estudio del efecto de las oscilaciones del nivel del líquido sobre el piso del modelo

Estos ensayos tuvieron su origen en el comportamiento diferente que experimentó la señal de presión obtenida con la celda de presión colocada en el piso del modelo en condición de salto hidráulico respecto a la que registra cuando no se tiene dicho régimen de flujo. Las pruebas fueron realizadas con salto ahogado y consistieron en agitar el fluido de trabajo mediante un agente externo, a diferentes valores de intensidad y frecuencia, observando el efecto de dicho estímulo en la estabilidad de la losa, variando el gasto y la profundidad del tanque. Como producto de esa acción se observó un fuerte incremento en la magnitud de los desplazamientos verticales detectados con el DCDT acoplado al analizador de espectros, los cuales resultaron ser de frecuencia igual a la aplicada al agua. Un aspecto importante de los experimentos comentados fue que a pesar que se amplificaba varias veces la magnitud de los movimientos verticales como resultado de la agitación, ello no modificaba grandemente el gasto de falla.

4.2.2 Medición de la frecuencia de oscilación de la superficie libre del agua

Su realización obedeció a la necesidad de comparar la frecuencia con que se mueve la losa con la frecuencia a la cual tienen lugar los cambios del nivel del líquido, a fin de establecer una relación causa-efecto entre ambas. La detección del número de ciclos por segundo con que se mueve el agua en la dirección vertical se hizo mediante un dispositivo eléctrico diseñado y construido en la sección de instrumentación del Instituto de Ingeniería de la UNAM. Para la ejecución de los ensayos, una de las puntas del referido sensor se sumergía completamente en el agua y la otra era colocada a cierta distancia de su superficie. En esta forma, cuando se movía verticalmente el fluido de trabajo, al contacto con el polo libre, cerraba el circuito, originando con ello una señal de voltaje que era enviada al analizador de espectros, previo paso por un voltímetro digital verificador. De esta manera fue posible evaluar el número de oscilaciones normales a la corriente que realiza el agua en el modelo, para las mismas condiciones enlistadas en el numeral 4.1.2, y el resultado de ese proceso se muestra en las tablas 4.4-4.6.

Tabla 4.4 Frecuencia de las oscilaciones verticales de la superficie libre. Profundidad de tanque: 0.2 m

Q(lts/s)	60.36	61.94	67.58	69.22	70.05	71.71	74.23	75.08	76.35
f' (Hz)	1.4	1.2	1.2	1.0	1.2	1.4	1.0	1.2	1.4

Tabla 4.5 Frecuencia de las oscilaciones verticales de la superficie libre Profundidad de tanque: 0.3 m

Q(lts/s)	58.01	60.36	61.94	67.58	69.22	70.05
f' (Hz)	1.0	1.0	1.2	1.2	1.0	1.0

Tabla 4.6 Frecuencia de las oscilaciones de la superficie libre. Profundidad de tanque: 0.4 m

Q(lts/s)	61.94	67.58
f' (Hz)	0.8	0.8

4.2.3 Medición simultánea de la presión media arriba y abajo de la losa

Su realización requirió de la construcción de una losa con 12 tomas piezométricas en su cara superior y de la colocación de solamente otras 8 en la base de la cavidad que la contenía, fig.7, por motivos de espacio. En esta forma, si bien se disponía de 3 hileras de tomas de presión en la cara superior, para efecto del registro de la diferencia de presión entre ambas caras del espécimen de prueba únicamente eran útiles las líneas de medición laterales, fig.7, dado que en ellas donde existen los elementos requeridos para realizar esa labor. Así, al conectar las tomas piezométricas a un multimanómetro se pudo determinar de manera sincrónica la presión arriba y abajo del elemento de revestimiento ensayado en condiciones de salto barrido y salto ahogado para diferentes gastos

En vista de que era difícil leer simultáneamente todo el sistema piezométrico, la lectura de las alturas de columna de agua arriba h_{js} y abajo h_{ji} de la losa, $j=1,2,3,4,9,10,11,12$, implicó el uso de un

equipo de videograbación. De esta forma, a través del posterior congelamiento de la señal, fue posible cuantificar correctamente el valor de la variable de interés en ambas caras de la losa, a partir del análisis de grabaciones de 30 segundos de duración para salto barrido y salto ahogado, con profundidades de tanque de 0.2, 0.25, 0.3, 0.35 y 0.4 m, tablas 4.7-4.12.

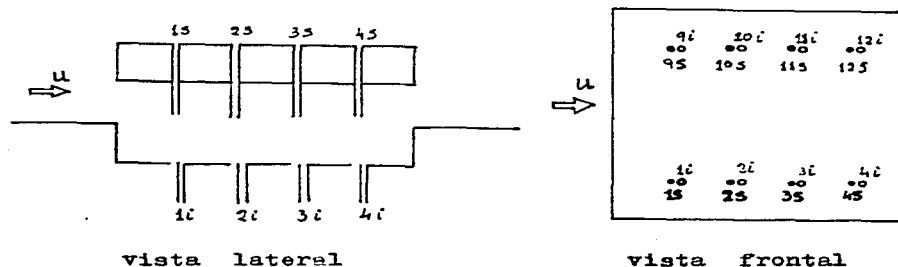


Fig.7 Losa y cavidad con tomas piezométricas

La obtención de cada uno de los datos presentados en las tablas antes mencionadas, implicó en primer término la separación del bloque de ensayo de las paredes de la cavidad, paso que se realizó con una lámina de acero de 1.5 mm de espesor. Enseguida se llenaba con agua el modelo hasta la profundidad deseada, con el fin de extraer el aire atrapado en las mangueras y medir el nivel de referencia estático. Después, se instalaba el equipo de video poniendo especial cuidado en su nivelado y enfoque, de manera tal que permitiera una correcta filmación del sistema multipiezométrico, el que por su parte era adecuadamente iluminado con lámparas convenientemente instaladas.

El procedimiento antes mencionado no solo permitió obtener información de tipo cuantitativo, sino que, dado que la señal era visible, también fue posible deducir rápidamente información cualitativa. Así por ejemplo, se pudo observar que en condición de salto barrido, cuan

Tabla 4.7

PRUEBA CON SALTO BARRIDO

ALTURAS PIEZOMETRICAS EN AMBAS CARAS DE LA LOSA

Q (l/s)	U (m/s)	h _{1s} (cm)	h ₁₁ (cm)	h _{2s} (cm)	h ₂₁ (cm)	h _{3s} (cm)	h ₃₁ (cm)	h _{4s} (cm)	h ₄₁ (cm)	h _{9s} (cm)	h ₉₁ (cm)	h _{10s} (cm)	h ₁₀₁ (cm)	h _{11s} (cm)	h ₁₁₁ (cm)	h _{12s} (cm)	h ₁₂₁ (cm)
30.22	1.26	2.7	4.0	3.3	3.8	3.2	3.8	3.0	4.6	2.2	4.6	2.8	3.6	3.2	3.6	3.0	4.0
34.21	1.34	1.8	4.2	2.6	3.8	2.8	3.6	2.4	5.0	1.2	5.2	2.0	3.4	2.5	3.6	2.6	4.2
43.32	1.68	1.4	4.8	2.4	3.8	2.6	3.8	2.0	5.2	0.8	6.0	1.8	3.6	2.2	3.6	2.3	4.8
47.56	1.91	0.5	5.9	2.2	4.4	2.3	4.6	1.6	5.8	-0.2	7.8	1.2	4.3	1.8	4.5	1.8	5.2

Tabla 4.8

PRUEBA CON SALTO AHOGADO

PROFUNDIDAD DE TANQUES: 20 cm

ALTURAS PIEZOMETRICAS EN AMBAS CARAS DE LA LOSA

Q (l/s)	U (m/s)	h _{1s} (cm)	h ₁₁ (cm)	h _{2s} (cm)	h ₂₁ (cm)	h _{3s} (cm)	h ₃₁ (cm)	h _{4s} (cm)	h ₄₁ (cm)	h _{9s} (cm)	h ₉₁ (cm)	h _{10s} (cm)	h ₁₀₁ (cm)	h _{11s} (cm)	h ₁₁₁ (cm)	h _{12s} (cm)	h ₁₂₁ (cm)
40.60	0.60	19.0	20.0	19.6	20.1	20.0	20.6	21.0	21.8	18.8	20.4	19.4	20.2	20.2	20.8	21.0	22.2
49.00	0.74	19.0	20.0	19.6	20.2	20.0	20.5	20.5	21.6	19.0	21.0	19.6	20.8	20.4	21.0	20.8	22.4
54.96	0.79	18.3	20.2	19.4	20.6	20.2	21.2	20.8	22.2	18.2	21.0	19.2	20.6	20.2	21.2	21.0	22.8
65.95	0.94	18.2	20.8	19.4	20.8	20.2	21.2	20.8	22.6	18.0	21.8	19.0	21.0	20.0	21.8	20.8	23.2
71.71	1.00	18.2	20.8	19.2	20.8	20.2	21.4	20.8	22.6	17.7	21.9	19.8	21.4	19.8	22.0	20.8	23.2
74.23	1.02	17.8	20.6	19.0	20.6	20.0	21.2	20.5	22.4	17.4	21.6	18.8	21.0	19.8	21.6	20.6	23.3
77.64	1.04	15.8	20.0	18.2	20.4	20.0	21.0	20.8	22.6	14.8	21.0	17.0	20.2	18.4	21.0	20.0	23.0
78.00	1.04	15.4	19.8	17.2	19.6	18.2	20.0	19.2	21.4	15.4	20.8	17.0	20.0	18.2	20.6	19.2	22.6

Tabla 4.9

PRUEBA CON SALTO AHOGADO

PROFUNDIDAD DE TANQUES: 25 cm

ALTURAS PIEZOMETRICAS EN AMBAS CARAS DE LA LOSA

Q (l/s)	U (m/s)	h _{1s} (cm)	h ₁₁ (cm)	h _{2s} (cm)	h ₂₁ (cm)	h _{3s} (cm)	h ₃₁ (cm)	h _{4s} (cm)	h ₄₁ (cm)	h _{9s} (cm)	h ₉₁ (cm)	h _{10s} (cm)	h ₁₀₁ (cm)	h _{11s} (cm)	h ₁₁₁ (cm)	h _{12s} (cm)	h ₁₂₁ (cm)
29.60	0.59	28.2	28.8	28.6	28.8	28.6	28.8	28.8	29.7	27.8	29.4	28.4	28.8	28.8	29.0	28.8	29.8
44.00	0.81	27.6	28.9	28.2	28.8	28.2	28.9	28.6	29.8	27.2	29.6	27.8	28.8	28.2	28.4	28.4	29.8
47.57	1.00	26.8	28.8	27.8	28.6	28.2	28.8	28.6	29.8	25.8	29.6	27.4	28.9	28.2	29.0	28.6	30.4
53.45	1.00	26.6	28.8	27.6	28.5	28.1	28.9	28.4	29.8	25.8	29.6	26.8	28.6	27.8	29.2	28.6	30.6
62.73	1.04	25.7	28.8	27.0	28.4	27.8	28.8	28.2	30.4	25.0	32.2	26.4	28.6	27.2	29.0	28.2	30.6
66.73	1.10	25.4	29.0	26.6	28.4	27.6	29.0	28.2	30.4	24.4	30.0	25.6	28.6	27.0	29.2	27.4	31.2
70.87	1.13	24.6	28.8	26.3	28.4	27.2	28.8	27.8	30.6	24.2	30.4	26.0	28.9	26.8	29.2	28.2	31.4
74.23	1.23	4.8	29.1	26.2	28.6	27.2	28.8	27.8	20.6	24.2	31.2	25.8	29.4	26.6	29.0	27.5	31.4

Tabla 4.10

PRUEBA CON SALTO AHOGADO

PROFUNDIDAD DE TANQUE: 30 cm

ALTURAS PIEZOMETRICAS EN AMBAS CARAS DE LA LOSA

Q (l/s)	U (m/s)	h _{1s} (cm)	h ₁₁ (cm)	h _{2s} (cm)	h ₂₁ (cm)	h _{3s} (cm)	h ₃₁ (cm)	h _{4s} (cm)	h ₄₁ (cm)	h _{9s} (cm)	h ₉₁ (cm)	h _{10s} (cm)	h ₁₀₁ (cm)	h _{11s} (cm)	h ₁₁₁ (cm)	h _{12s} (cm)	h ₁₂₁ (cm)
38.54	0.82	30.8	31.6	30.9	31.4	31.0	31.4	31.0	31.8	30.4	32.4	30.8	31.4	30.8	31.6	32.2	32.0
46.85	0.95	30.2	31.6	30.4	31.4	30.4	31.2	34.4	32.0	29.7	32.8	30.3	31.4	30.4	31.4	30.4	32.0
54.96	1.14	29.0	31.0	29.4	30.8	30.0	31.0	30.0	31.8	28.4	34.4	28.8	30.7	29.4	30.8	29.8	32.0
60.36	1.16	28.4	30.6	28.8	30.2	28.8	30.2	28.7	31.0	27.1	32.5	28.2	30.4	28.6	30.6	29.4	31.8
63.52	1.26	27.4	30.7	28.4	30.2	28.6	30.4	28.6	31.6	26.2	32.6	27.6	30.3	28.4	30.8	28.8	31.8
67.57	1.29	27.4	30.7	28.2	30.2	28.4	30.4	28.4	31.6	26.2	32.8	27.4	30.4	28.4	30.4	29.0	32.2

Tabla 4.11

PRUEBA CON SALTO AHOGADO

PROFUNDIDAD DE TANQUE: 35 cm

ALTURAS PIEZOMETRICAS EN AMBAS CARAS DE LA LOSA

Q (l/s)	U (m/s)	h _{1s} (cm)	h ₁₁ (cm)	h _{2s} (cm)	h ₂₁ (cm)	h _{3s} (cm)	h ₃₁ (cm)	h _{4s} (cm)	h ₄₁ (cm)	h _{9s} (cm)	h ₉₁ (cm)	h _{10s} (cm)	h ₁₀₁ (cm)	h _{11s} (cm)	h ₁₁₁ (cm)	h _{12s} (cm)	h ₁₂₁ (cm)
46.13	1.05	35.9	37.5	36.4	36.8	36.2	36.8	36.0	37.6	35.6	38.6	36.0	37.2	36.2	37.1	36.4	37.8
52.70	1.18	34.6	36.6	35.0	36.2	35.0	36.2	34.6	36.8	34.2	38.2	34.6	36.0	34.8	36.0	35.0	36.8
58.87	1.27	34.6	36.8	35.4	36.6	35.2	36.0	34.6	36.7	33.6	38.6	33.6	35.7	34.0	35.0	34.4	37.0
64.33	1.50	32.8	36.6	33.6	35.6	33.6	35.8	33.0	36.8	31.6	38.2	32.4	35.4	32.0	35.6	33.2	36.2

Tabla 4.12

PRUEBA CON SALTO AHOGADO

PROFUNDIDAD DE TANQUE: 40 cm

ALTURAS PIEZOMETRICAS EN AMBAS CARAS DE LA LOSA

Q (l/s)	U (m/s)	h _{1s} (cm)	h ₁₁ (cm)	h _{2s} (cm)	h ₂₁ (cm)	h _{3s} (cm)	h ₃₁ (cm)	h _{4s} (cm)	h ₄₁ (cm)	h _{9s} (cm)	h ₉₁ (cm)	h _{10s} (cm)	h ₁₀₁ (cm)	h _{11s} (cm)	h ₁₁₁ (cm)	h _{12s} (cm)	h ₁₂₁ (cm)
45.25	1.04	40.4	42.0	40.8	41.6	40.8	41.6	40.6	42.2	40.0	42.7	40.4	41.4	40.6	41.4	40.6	41.9
51.22	1.23	40.9	42.8	41.0	42.2	41.0	42.2	40.7	42.6	40.0	43.8	40.6	42.0	40.8	42.0	41.0	42.6
58.02	1.34	40.0	42.9	40.6	42.2	40.4	42.2	40.0	42.6	39.6	44.5	40.2	42.2	40.7	42.2	40.9	43.0
63.53	1.43	39.0	43.2	40.0	42.2	39.6	42.2	39.2	42.8	38.0	45.0	39.0	42.4	39.3	42.4	39.8	42.6

do la losa está bien alineada, la presión en su cara superior es constante. Por el contrario, en salto ahogado los fuertes cambios de nivel que sufre el agua provocan marcadas oscilaciones de la presión detectada con el sistema multipiezométrico. Además de esa condición, también es perfectamente distinguible el crecimiento de la profundidad del resalto en el sentido del movimiento del fluido, situación más notoria cuando éste no está completamente sumergido.

4.2.4 Tercera etapa (Estudio del efecto de las juntas)

Conocido el crecimiento de la presión por debajo de la losa, los esfuerzos se orientaron a comprender cómo tiene lugar dicho incremento en las condiciones de los experimentos realizados. Con ese fin, primero se planteó la hipótesis de que el aumento en cuestión se produce por la discontinuidad del piso, como consecuencia de la invalidación de la condición de no deslizamiento en las juntas. Sin embargo, como todas las juntas no tienen la misma orientación, se supuso que las juntas normales afectaban más fuertemente a la variable de interés que sus homólogas longitudinales.

Para evaluar la validez de los supuestos realizados, se procedió a sellar las juntas con plastilina de acuerdo con los arreglos mostrados en la fig.8, con el objeto de observar principalmente el comportamiento de la presión debajo de la losa. Tales pruebas se realizaron únicamente con salto barrido, y se visualizó simultáneamente la carga de presión en ambas caras de la losa de prueba, mediante el sistema multipiezométrico descrito en el subinciso 4.2.3.

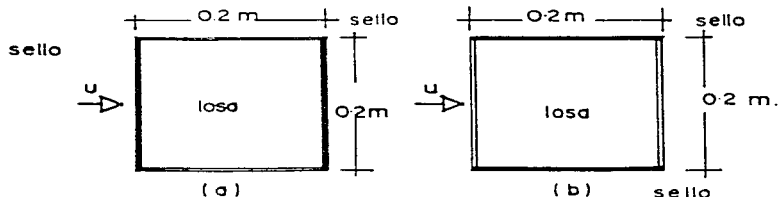


Fig.8 Disposición del sello en las juntas
 a) Sello en las juntas transversales
 b) Sello en las juntas longitudinales

Los resultados de las pruebas antes citadas se ilustran cualitativamente en la fig.9, y muestran claramente que la presión en la cara inferior de la losa, depende de las discontinuidades del piso normales al escurrimiento, ya que por trabajar los piezómetros como vasos comunicantes la lectura en todos ellos tiene que ser igual.

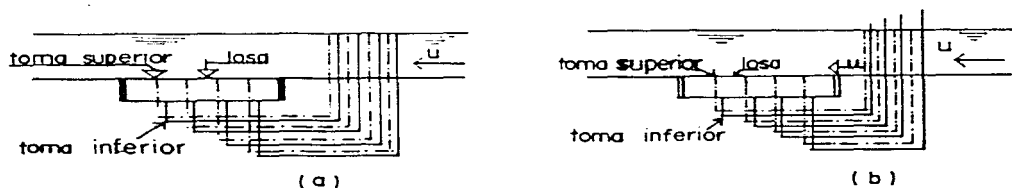


Fig.9 Distribución de presiones en ambas caras de la losa
 a) Sello en las juntas transversales
 b) Sello en las juntas longitudinales
 ——— líquido en los piezómetros de la cara superior
 -.-.-. líquido en los piezómetros de la cara inferior

La información obtenida al sellar las juntas según lo indicado en la fig.3, era muy clara; sin embargo quedaba la duda de si el crecimiento de la presión en la cara inferior de la losa era producto de un desalineamiento entre losa y piso, i.e., que ella sobresaliera de éste último.

Para eliminar toda duda al respecto, se creyó conveniente estudiar primero el efecto de una ranura transversal al flujo en un tubo de acrílico, fig.2, y su ejecución se realizó de manera tal que el tubo quedara perfectamente vertical. En esas condiciones, se hacía escurrir agua de manera que fluyera en dirección normal a la ranura, generando dentro del tubo una corriente fluida con superficie libre. La idea era ver si en ausencia de fuerzas verticales en la dirección perpendicular a la ranura salía agua por ella.

El resultado de la prueba antes descrita confirmó la sospecha de que la discontinuidad del piso tenía que modificar el flujo en la cima de la ranura, lo que a su vez originaría el impacto del flujo en su arista aguas abajo, razón por la cual una fracción muy pequeña del líquido tenía que ser retenida en ella originando un escurrimiento de agua en la superficie externa del tubo.

Con base en lo logrado con el convertidor cilíndrico de energía, el paso inmediato fue hacer una ranura en una placa plana de acrílico, fig.3, de 0.005 m de espesor, y observar si la presión en ella superaba a la estática cuando circulaba un flujo tangente horizontal.

Como el resultado del experimento precedente fue el esperado, enseguida se construyó el generador de presiones entre placas paralelas, fig.4, con el fin de examinar si la posición de las juntas transversales era la que determinaba el incremento de la presión por debajo de la losa, conjetura lógica si se tiene en cuenta que la conversión de energía en las ranuras es un efecto de pared.

Al realizarse la prueba antes citada se obtuvo el resultado deseado con lo cual quedó demostrado que las juntas transversales al revestimiento, cuando carecen de sello, pueden tener un rol muy importante en la generación de una sobrepresión en la cara inferior del revestimiento.

4.2.5 Cuarta etapa (Experiencias para aumentar la estabilidad del revestimiento)

Los resultados de los experimentos hasta aquí descritos motivaron la realización de una prueba cuya meta era disminuir la inestabilidad del bloque protector ensayado. La realización de este único experimento obedeció a que ya habían resultados de otros investigadores en la misma dirección. En efecto, el Prof. Levi, ref.77, reporta que si las juntas de las losas se impermeabilizan perfectamente con grasa, el revestimiento aumenta considerablemente su estabilidad al extremo de conservar ese estado aún con el gasto máximo del modelo que utilizó. Por su parte el Prof. Sánchez B., ref.133, informa que se alcanza un resultado similar al arriba citado cuando la losa ensayada es colocada sobre un emparrillado que funge como dren.

Los ensayos realizados por los investigadores antes citados motivaron que se estudiara únicamente la estabilidad del espécimen de probba cuando se limitaba su movimiento de rotación mediante dos lengüetas metálicas rectangulares de 0.01 m de ancho, 0.02 m de largo y 0.001 m de espesor, pegadas al piso con resistol 5000 de manera tal que al sobresalir ligeramente de él cumplieran su función, fig. 10.

En esta forma se pretendía evaluar la importancia del movimiento angular en el mecanismo que produce el levantamiento de la losa, puesto que al inhibir su capacidad de giro, sin duda se elimina la acción directa de la corriente principal y con ello, el crecimiento súbito de la fuerza de levantamiento, como consecuencia de

la transformación de carga de velocidad en carga de presión. Simultáneamente al objetivo anterior, también se buscaba evaluar indirectamente el efecto del anclaje, ya que según los resultados de las pruebas precedentes, éste se debe diseñar tomando en cuenta que la losa falla por rotación.

Como resultado de la prueba antes citada se observó que aún cuando las lengüetas no estaban fuertemente adheridas al piso, debido a la acción de la humedad sobre el pegamento, ni en salto ahogado ni en salto barrido fue posible alcanzar la desestabilización de la losa, incluso en las condiciones más críticas que podían alcanzarse en el modelo.

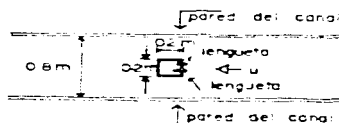


Fig.10 Losa limitada en su rotación por lengüetas metálicas pegadas al piso

4.3 Discusión de resultados

El examen de los diversos experimentos realizados permite inferir ciertos aspectos cualitativos del problema bajo estudio que podrían ser de gran utilidad en el tratamiento analítico del mismo. Por ejemplo, el hecho de que los desplazamientos detectados con el DCDT en posición aguas arriba sea mayor a los registrados en la posición aguas abajo es absolutamente congruente con las distribuciones de presión medidas en ambas caras de la losa. En consecuencia, tales resultados hacen pensar que el levantamiento del espécimen de prueba se produce por la acción de una fuerza media de sustentación producto de la conversión de energía cinética en energía de presión en las juntas transversales y otra parte fluctuante asociada a las posibles fluctuaciones de presión que se pueden producir en las juntas por ser ellas potenciales resonadores.

En salto ahogado, la fuerza que provoca el levantamiento debe estar formada por la dos fuerzas antes citadas mas otra producto de las oscilaciones del nivel de agua ocasionadas por la turbulencia.

Por su parte el experimento consistente en agitar el agua dió muestras verdaderas de que el movimiento vertical del agua es una potencial fuente de excitación de la losa. El hecho de que en estas condiciones no se halla alterado el gasto de falla pudo obedecer a la modificación del campo de velocidades que con certeza tuvo que haber originado el agitador. En efecto, la presencia de ese objeto en el canal tiene que dar lugar a una disminución de la velocidad del flujo principal, como consecuencia de la resistencia que ofrecerá al movimiento del agua. Si ése fuera el caso, la sobrepresión que se produce en las juntas transversales debió disminuir causando con ello una reducción de la fuerza de sustentación, además de restar potencia al flujo para participar en el mecanismo de volteo, ref.31.

Del mismo modo, las pruebas realizadas con el sistema multipiezométrico, además de confirmar las características del movimiento de la losa inferidas a través de los sensores de desplazamiento, también permiten estimar la fuerza desestabilizadora, su punto de aplicación y el momento de rotación por ella generado. Ciertamente, puesto que se conoce la presión arriba y abajo del bloque protector ensayado, la diferencia de ellas será la presión neta actuando sobre él. Los valores de dicha variable, tablas 4.13-4.18, indican que en el sentido del flujo la presión neta resultante, al menos en los 3 primeros puntos de medición, tiene un comportamiento más o menos lineal, razón por la que se optó por representarla mediante la ecuación de una recta cuya pendiente " m " y el valor en el origen " C' ", se obtuvieron de la información experimental mediante un ajuste por mínimos cuadrados. En esta forma, la presión neta actuando en cualquier punto de la línea de medición con buena aproximación se puede estimar con la relación

$$P = m x + C' \quad (4.1)$$

por lo que la fuerza de levantamiento " F_L ", calculada con la presión de cada línea de medición, será cuantificable con la ecuación

$$F_L = a \int_0^a (m x + C') dx \quad (4.2)$$

y estará aplicada en el centroide de la distribución de carga trapezoidal generada por las presiones actuantes que puede determinarse con la expresión

$$\bar{x} = \frac{2ma^2 + 3C'a}{3ma + 6C'} \quad (4.3)$$

Por tanto, el momento de rotación " M_x " asociado a la fuerza de levantamiento será calculable con la ecuación

$$M_x = (a - x) F_L \quad (4.4)$$

Los resultados de aplicar el procedimiento antes descrito para la cuantificación de la fuerza de levantamiento, su punto de aplicación y el momento de rotación, se presentan en las tablas 4.19-4.24.

Las primeras 2 columnas de las tablas antes citadas exhiben los pasos ensayados y los valores de la velocidad " U " de la corriente exterior. En las 2 columnas siguientes se presentan las presiones correspondientes a cada línea de medición. Las columnas 4 y 5 muestran las fuerzas calculadas con las presiones exhibidas en las columnas anteriores, y los brazos de palanca de dichas fuerzas se presentan en las 2 columnas siguientes (7 y 8). Enseguida, columnas 9 y 10, contienen los momentos generados por las fuerzas y sus correspondientes brazos de palanca, citados en los 2 últimos pasos. Finalmente se presenta la magnitud del momento que resulta de los prologados enlistados en el paso anterior y los valores de un número de Froude que resulta de relacionar la fuerza de inercia con el peso de la losa, F_r

Tabla 4.11

PRUEBA CON SALTO BARRIDO
DIFERENCIAS DE ALTURAS PIEZOMÉTRICAS

Q (1/s)	U (m/s)	h ₁ (cm)	h ₂ (cm)	h ₃ (cm)	h ₄ (cm)	h ₅ (cm)	h ₆ (cm)	h ₇ (cm)	h ₈ (cm)	h ₉ (cm)	h ₁₀ (cm)	F _r
35.22	1.25	1.3	0.5	0.6	1.6	2.4	0.8	0.4	1.0	0.509		
34.21	1.34	2.4	1.7	0.8	2.5	4.0	1.4	1.1	1.6	0.915		
43.37	1.62	2.4	1.4	1.2	3.2	5.2	1.8	1.4	2.5	1.435		
47.56	1.91	5.4	2.2	2.3	4.2	8.0	3.1	2.7	3.4	1.855		

Tabla 4.14

PRUEBA CON SALTO ANCHO
PROFUNDIDAD DE TANQUE: 20 cm
DIFERENCIAS DE ALTURAS PIEZOMÉTRICAS

Q (1/s)	U (m/s)	h ₁ (cm)	h ₂ (cm)	h ₃ (cm)	h ₄ (cm)	h ₅ (cm)	h ₆ (cm)	h ₇ (cm)	h ₈ (cm)	h ₉ (cm)	h ₁₀ (cm)	h ₁₁ (cm)	h ₁₂ (cm)	F _r
45.60	0.6	1.0	0.6	0.6	0.8	1.6	0.8	0.6	1.2	0.6	1.6	1.2	0.181	
49.00	0.74	1.0	0.6	0.6	1.1	2.0	1.2	0.6	1.6	0.6	1.6	0.279		
54.96	0.79	1.4	1.2	1.0	1.4	2.8	1.4	1.0	1.8	0.6	2.4	0.318		
60.55	0.94	2.6	1.4	1.0	1.8	3.8	2.0	1.6	2.4	0.6	2.4	0.453		
7.71	1.00	2.6	1.6	1.2	1.8	4.6	2.6	2.2	2.4	0.6	2.4	0.523		
74.23	1.02	2.8	1.8	1.2	1.8	4.2	2.2	1.8	2.7	0.6	2.4	0.530		
77.64	1.04	4.2	2.2	1.0	1.8	6.2	3.2	2.6	3.0	0.6	2.4	0.551		
78.00	1.04	4.4	2.4	1.8	2.2	5.4	3.0	2.4	3.4	0.6	2.4	0.551		

Tabla 4.15

PRUEBA CON SALTO AHOGADO

PROFUNDIDAD DE TANQUE: 25 cm

DIFERENCIAS DE ALTURAS PIEZOMETRICAS

Q	U	h ₁	h ₂	h ₃	h ₄	h ₉	h ₁₀	h ₁₁	h ₁₂	P _r
(l/s)	(m/s)	(cm)	(cm)	(cm)	(cm)	(cm)	(cm)	(cm)	(cm)	
29.60	0.59	0.6	0.2	0.2	0.9	1.6	0.4	0.2	1.0	0.177
44.00	0.81	1.3	0.6	0.7	1.2	2.4	1.0	0.7	1.4	0.334
47.57	1.00	2.0	0.8	0.7	1.2	3.0	1.4	0.8	1.8	0.510
53.45	1.00	2.2	0.9	0.8	1.4	3.8	1.8	1.4	2.0	0.510
62.73	1.04	3.1	1.4	1.1	2.2	5.2	2.2	1.8	2.4	0.551
66.73	1.10	3.6	1.8	1.4	2.2	5.6	3.0	2.2	3.8	0.617
70.87	1.13	4.2	2.1	1.6	2.8	6.2	2.9	2.4	3.2	0.651
74.23	1.23	4.3	2.4	1.6	2.8	9.0	3.6	3.0	3.9	0.771

Tabla 4.16

PRUEBA CON SALTO AHOGADO

PROFUNDIDAD DE TANQUE: 30 cm

DIFERENCIAS DE ALTURAS PIEZOMETRICAS

Q	U	h ₁	h ₂	h ₃	h ₄	h ₉	h ₁₀	h ₁₁	h ₁₂	P _r
(l/s)	(m/s)	(cm)	(cm)	(cm)	(cm)	(cm)	(cm)	(cm)	(cm)	
38.54	0.82	0.8	0.5	0.4	0.8	2.0	0.6	0.8	0.8	0.343
46.85	0.95	1.4	1.0	0.8	1.6	3.1	1.1	1.0	1.6	0.460
54.96	1.14	2.0	1.4	1.0	1.8	6.0	1.9	1.4	2.2	0.662
60.36	1.16	2.2	1.4	1.4	2.3	5.4	2.4	2.0	2.4	0.685
63.52	1.26	3.3	1.8	1.8	3.0	6.4	2.7	2.4	3.0	0.809
67.57	1.29	3.3	2.0	2.0	3.2	6.4	3.0	2.0	3.2	0.848

Tabla 4.17

PRUEBA CON SALTO AHOGADO

PROFUNDIDAD DE TANQUE: 35 cm

DIFERENCIAS DE ALTURAS PIEZOMETRICAS

Q	U	h ₁	h ₂	h ₃	h ₄	h ₉	h ₁₀	h ₁₁	h ₁₂	P _r
(l/s)	(m/s)	(cm)	(cm)	(cm)	(cm)	(cm)	(cm)	(cm)	(cm)	
46.13	1.05	1.6	0.4	0.6	1.6	3.0	1.2	0.9	1.1	0.562
52.70	1.18	2.0	1.2	1.2	2.2	4.0	1.4	1.2	1.8	0.710
58.80	1.27	2.2	1.2	1.4	2.1	5.0	2.1	2.0	2.6	0.822
64.33	1.50	3.8	2.2	2.2	3.8	5.8	3.0	2.9	3.0	1.147

Tabla 4.18

PRUEBA CON SALTO AHOGADO

PROFUNDIDAD DE TANQUE: 40 cm

DIFERENCIAS DE ALTURAS PIEZOMETRICAS

Q	U	h ₁	h ₂	h ₃	h ₄	h ₉	h ₁₀	h ₁₁	h ₁₂	P _r
(l/s)	(m/s)	(cm)	(cm)	(cm)	(cm)	(cm)	(cm)	(cm)	(cm)	
45.25	1.04	1.6	0.8	0.8	1.6	2.7	1.0	0.8	1.3	0.551
51.22	1.23	1.9	1.2	1.2	1.9	3.8	1.4	1.2	1.6	0.771
58.02	1.34	2.9	1.8	1.8	2.6	4.9	2.0	1.5	2.1	0.915
63.53	1.43	4.2	2.2	2.6	3.6	7.0	3.4	3.1	2.8	1.042

Tabla 4.19

PRUEBA CON SALTO BARRIDO

DISTRIBUCION EN EL SENTIDO DEL FLUJO DE LA PRESION NETA Y VALORES DE F_{L1} , b_{L1} , M_{r1} y \bar{M}_r

Q (l/s)	U (m/s)	$F_1 = a_1 x + C_1$ (Kg/m ²)	$F_2 = a_2 x + C_2$ (Kg/m ²)	F_{L1} (Kg)	F_{L2} (Kg)	x_1 (m)	x_2 (m)	M_{r1} (Kg-m)	M_{r2} (Kg-m)	\bar{M}_r (Kg-m)	P_r
30.22	1.26	$F_1 = 25x + 7.5$	$F_2 = -115x + 23$	0.40	0.46	0.092	0.133	0.0367	0.0612	0.0489	0.809
34.21	1.34	$F_1 = 5x + 17$	$F_2 = -187.5x + 39$	0.70	0.81	0.099	0.13	0.0693	0.1053	0.0873	0.915
43.32	1.08	$F_1 = -15x + 24$	$F_2 = -212.5x + 48.5$	0.90	1.09	0.1022	0.126	0.0920	0.1373	0.1147	1.438
47.56	1.91	$F_1 = -60x + 37$	$F_2 = -315x + 71$	1.24	1.58	0.1065	0.127	0.1320	0.2000	0.1667	1.859

Tabla 4.20

PRUEBA CON SALTO AHOGADO

PROFUNDIDAD DE TANQUE: 20 cm

DISTRIBUCION EN EL SENTIDO DEL FLUJO DE LA PRESION NETA Y VALORES DE F_{L1} , b_{L1} , M_{r1} y \bar{M}_r

Q (l/s)	U (m/s)	$F_1 = a_1 x + C_1$ (Kg/m ²)	$F_2 = a_2 x + C_2$ (Kg/m ²)	F_{L1} (Kg)	F_{L2} (Kg)	x_1 (m)	x_2 (m)	M_{r1} (Kg-m)	M_{r2} (Kg-m)	\bar{M}_r (Kg-m)	P_r
40.60	0.6	$F_1 = -15x + 9$	$F_2 = -35x + 14$	0.30	0.42	0.107	0.111	0.0320	0.0467	0.0393	0.183
49.00	0.74	$F_1 = 9.7x + 7.5$	$F_2 = -50x + 18$	0.33	0.54	0.099	0.11	0.0320	0.0600	0.0460	0.279
54.96	0.79	$F_1 = 42.5x + 18$	$F_2 = -85x + 26$	0.55	0.70	0.110	0.116	0.0607	0.0810	0.0710	0.318
65.95	0.94	$F_1 = -70x + 24$	$F_2 = -110x + 36$	0.68	1.00	0.114	0.115	0.0773	0.147	0.0960	0.450
71.71	1.00	$F_1 = -70x + 25$	$F_2 = -145x + 43$	0.72	1.14	0.113	0.117	0.0613	0.1333	0.1073	0.510
74.23	1.02	$F_1 = -85x + 27$	$F_2 = -122.5x + 35.5$	0.74	1.09	0.116	0.115	0.0893	0.1253	0.1053	0.530
77.64	1.04	$F_1 = -210x + 44$	$F_2 = -255x + 63$	0.92	1.5	0.130	0.123	0.1200	0.1840	0.1520	0.551
78.00	1.04	$F_1 = -180x + 45$	$F_2 = -165x + 52$	1.08	1.42	0.122	0.116	0.1320	0.1640	0.1480	0.551

Tabla 4.21

PRUEBA CON SALTO AHOGADO

PROFUNDIDAD DE TANQUE: 25 cm

DISTRIBUCION EN EL SENTIDO DEL FLUJO DE LA PRESION NETA Y VALORES DE F_{L1} , b_{L1} , M_{r1} y \bar{M}_r

Q (l/s)	U (m/s)	$F_1 = a_1 x + C_1$ (Kg/m ²)	$F_2 = a_2 x + C_2$ (Kg/m ²)	F_{L1} (Kg)	F_{L2} (Kg)	x_1 (m)	x_2 (m)	M_{r1} (Kg-m)	M_{r2} (Kg-m)	\bar{M}_r (Kg-m)	P_r
29.60	0.59	$F_1 = 22.5x + 2.5$	$F_2 = -50x + 13$	0.19	0.32	0.084	0.121	0.0160	0.0386	0.0273	0.177
44.00	0.81	$F_1 = -5x + 10$	$F_2 = -82.5x + 22$	0.35	0.55	0.102	0.120	0.0386	0.0666	0.0523	0.334
47.57	1.00	$F_1 = -62.5x + 19$	$F_2 = -105x + 28$	0.47	0.70	0.117	0.120	0.0553	0.0840	0.0697	0.510
53.45	1.00	$F_1 = -62.5x + 23.5$	$F_2 = -145x + 37$	0.53	0.90	0.116	0.122	0.0613	0.1093	0.0853	0.510
62.73	1.04	$F_1 = -75x + 21$	$F_2 = -220x + 51$	0.78	1.16	0.113	0.125	0.0860	0.1453	0.1167	0.551
66.73	1.10	$F_1 = -115x + 34$	$F_2 = -155x + 52$	0.90	1.46	0.117	0.114	0.1093	0.1667	0.1360	0.617
70.87	1.13	$F_1 = -117.5x + 38.5$	$F_2 = -237.5x + 60.5$	1.07	1.47	0.115	0.122	0.1226	0.1786	0.1906	0.651
74.23	1.23	$F_1 = -132.5x + 41$	$F_2 = -267.5x + 68.5$	1.11	1.75	0.116	0.119	0.1266	0.2080	0.1683	0.771

Tabla 4.22

PRUEBA CON SALTO AHOGADO

PROFUNDIDAD DE TANQUE: 30 cm

DISTRIBUCION EN EL SENTIDO DEL FLUJO DE LA PRESION NETA Y VALORES DE F_{L1}, b_{L1}, M_{R1} Y \bar{H}_R

Q (l/s)	U (m/s)	$P_1 = m_1 x + C_1$ (Kg/m ²)	$P_2 = m_2 x + C_2$ (Kg/m ²)	F_{L1} (Kg)	F_{L2} (Kg)	x_1 (m)	x_2 (m)	M_{R1} (Kg-m)	M_{R2} (Kg-m)	M_R (Kg-m)	F_F
38.54	0.82	$P_1 = -2.5x + 6.5$	$P_2 = -95x + 19$	0.25	0.42	0.101	0.127	0.0253	0.0533	0.0393	0.343
46.85	0.95	$P_1 = 10x + 11$	$P_2 = -715x + 285$	0.48	0.68	0.097	0.123	0.0466	0.0833	0.0649	0.460
54.96	1.14	$P_1 = -2.5x + 18$	$P_2 = -297.5x + 58.5$	0.62	1.15	0.105	0.135	0.0653	0.1547	0.1100	0.662
60.36	1.16	$P_1 = 7.5x + 17.5$	$P_2 = -235x + 54$	0.73	1.22	0.099	0.136	0.0720	0.1532	0.1126	0.685
63.52	1.26	$P_1 = -22.5x + 27$	$P_2 = -262.5x + 62.5$	0.99	1.45	0.103	0.124	0.1020	0.1799	0.1400	0.809
67.57	1.29	$P_1 = -7.5x + 27$	$P_2 = -265x + 63$	1.05	1.46	0.101	0.124	0.1060	0.1813	0.1406	0.848

Tabla 4.23

PRUEBA CON SALTO AHOGADO

PROFUNDIDAD DE TANQUE: 35 cm

DISTRIBUCION EN EL SENTIDO DEL FLUJO DE LA PRESION NETA Y VALORES DE F_{L1}, b_{L1}, M_{R1} Y \bar{H}_R

Q (l/s)	U (m/s)	$P_1 = m_1 x + C_1$ (Kg/m ²)	$P_2 = m_2 x + C_2$ (Kg/m ²)	F_{L1} (Kg)	F_{L2} (Kg)	x_1 (m)	x_2 (m)	M_{R1} (Kg-m)	M_{R2} (Kg-m)	M_R (Kg-m)	F_F
46.13	1.05	$P_1 = 5x + 10$	$P_2 = -127.5x + 29$	0.42	0.65	0.098	0.126	0.0412	0.0819	0.0615	0.562
52.70	1.18	$P_1 = 15x + 15$	$P_2 = -170x + 38$	0.66	0.84	0.097	0.127	0.0640	0.1066	0.0853	0.710
58.80	1.27	$P_1 = -2.5x + 17.5$	$P_2 = -182.5x + 47.5$	0.69	1.17	0.101	0.121	0.0693	0.1413	0.1053	0.822
64.33	1.50	$P_1 = 30$	$P_2 = -312.5x + 58$	1.20	1.47	0.10	0.119	0.1200	0.1754	0.1477	1.147

Tabla 4.24

PRUEBA CON SALTO AHOGADO

PROFUNDIDAD DE TANQUE: 40 cm

DISTRIBUCION EN EL SENTIDO DEL FLUJO DE LA PRESION NETA Y VALORES DE F_{L1}, b_{L1}, M_{R1} Y \bar{H}_R

Q (l/s)	U (m/s)	$P_1 = m_1 x + C_1$ (Kg/m ²)	$P_2 = m_2 x + C_2$ (Kg/m ²)	F_{L1} (Kg)	F_{L2} (Kg)	x_1 (m)	x_2 (m)	M_{R1} (Kg-m)	M_{R2} (Kg-m)	M_R (Kg-m)	F_F
49.25	1.04	$P_1 = 12$	$P_2 = -110x + 25.5$	0.48	0.58	0.100	0.125	0.0480	0.072	0.0603	0.551
51.22	1.23	$P_1 = 15.5$	$P_2 = -170x + 15.5$	0.62	0.80	0.100	0.128	0.0620	0.1026	0.0823	0.771
56.02	1.34	$P_1 = -22.5x + 25$	$P_2 = -222.5x + 48.5$	0.91	1.05	0.103	0.128	0.0940	0.1347	0.1143	0.915
63.53	1.43	$P_1 = 35x + 35$	$P_2 = -22.5x + 7$	1.26	1.63	0.104	0.126	0.1307	0.2060	0.1693	1.042

Como medida inmediata para explicar el decremento de la presión en la cara superior de la losa ensayada, se creyó conveniente construir otra; pero ahora, para lograr un mejor alineamiento con el piso del modelo, se consideró adecuado realizar el colado directamente en la cavidad que la contendría durante las pruebas.

Los resultados de los experimentos con el nuevo espécimen mostraron que la disminución de la presión en la cara superior de la losa que se usó para obtener la información reportada en las tablas 4.7-4.12, misma que se utilizó para realizar los cálculos cuyos resultados se presentan en las tablas 4.13-4.24, fue consecuencia de que ésta, al sobresalir ligeramente del piso, generó el desprendimiento de la capa límite, causando con ello el comportamiento ya citado, como resultado del aumento de velocidad que debe acompañar al área de flujo por acción de la región separada.

Las pruebas con la nueva losa se realizaron con 3 líneas en su cara superior en correspondencia de las cuales se tenían otras 3 líneas de medición en su cara inferior, cada una de las cuales contenía 8 tomas piezométricas, fig.11.

Debido a que las lecturas eran muy similares en todas las líneas de medición, se centró la atención únicamente en una de ellas (la situada a la izquierda de la línea de medición central), y los resultados de esas pruebas se muestran en las tablas 4.25-4.27.

Tabla 4.25

PRUEBA CON SALTO BARRIDO
ALTURAS PIEZOMETRICAS EN LA LOSA NUEVA

Q	U	h_{1s}	h_{1i}	h_{2s}	h_{2i}	h_{3s}	h_{3i}	h_{4s}	h_{4i}
(1/s)	(m/s)	(cm)	(cm)	(cm)	(cm)	(cm)	(cm)	(cm)	(cm)
66.87	3.81	3.5	8.5	3.5	7.1	3.5	6.4	3.5	5.0

Tabla 4.26

PRUEBA CON SALTO AHOGADO
PROFUNDIDAD DE TANQUE: 20 cm
ALTURAS PIEZOMETRICAS EN LA LOSA NUEVA

Q	U	h_{1s}	h_{1i}	h_{2s}	h_{2i}	h_{3s}	h_{3i}	h_{4s}	h_{4i}
(1/s)	(m/s)	(cm)	(cm)	(cm)	(cm)	(cm)	(cm)	(cm)	(cm)
89.92		11.0	16.5	12.5	16.0	13.5	16.5	14.5	17.0

Tabla 4.27

PRUEBA CON SALTO AHOGADO
PROFUNDIDAD DE TANQUE: 25 cm
ALTURAS PIEZOMETRICAS EN LA LOSA NUEVA

Q	U	h_{1s}	h_{1i}	h_{2s}	h_{2i}	h_{3s}	h_{3i}	h_{4s}	h_{4i}
(1/s)	(m/s)	(cm)	(cm)	(cm)	(cm)	(cm)	(cm)	(cm)	(cm)
93.98		18.0	23.5	20.0	22.5	21.5	23.0	23.0	24.0

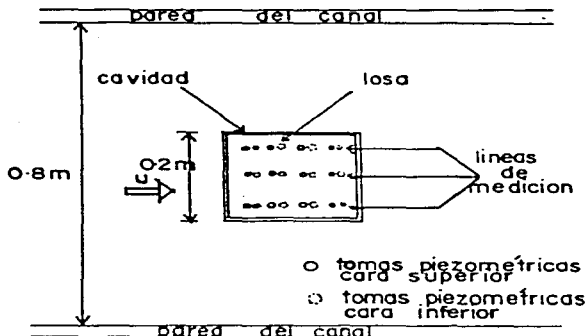


Fig.11 Losa bien nivelada y tomas piezométricas en sus caras superior e inferior

En las tablas antes mencionadas, las 2 primeras columnas contienen los gastos ensayados y los valores de la velocidad de la corriente exterior; en las columnas restantes se presenta la carga de presión medida en cada punto de registro de la línea de medición seleccionada con tal fin.

De la tabla 4.25 se infiere que en salto barrido la presión en la cara superior de una losa bien alineada es la asociada a la altura de agua encima de ella; por el contrario, en su cara inferior se observa que la presión varía linealmente, mostrando una tendencia a disminuir en el sentido del flujo.

En salto ahogado, la información contenido en las tablas 4.26-4.27 indica que en la cara superior la presión crece en el sentido del flujo, obviamente en correspondencia al aumento del tirante del salto. Igual comportamiento se da en la cara inferior con la característica adicional de que la presión en ella es mayor que en su homóloga superior, presentando propensión a aumentar en el sentido del flujo.

En esencia, las pruebas realizadas con la losa bien alineada con el piso confirman lo encontrado con la primera losa usada en la etapa experimental de la investigación. Los resultados muestran que efectivamente hay conversión de energía cinética en energía de presión y que ello puede resultar crucial en el proceso de levantamiento de la losa.

5. ANALISIS DEL FENOMENO

En este capítulo se examinarán las posibles causas del fenómeno a partir de la información obtenida al observar el levantamiento individual y colectivo de losas en el piso de un tanque amortiguador experimental, refs.31,72 y 136, en pruebas realizadas en el modelo que sirvió para éste estudio y en resultados experimentales reportados en la literatura sobre el tema.

Se busca, de esta manera, formular hipótesis tendientes a explicar racionalmente la inestabilidad del piso de obras hidráulicas expuestas a diferentes condiciones del flujo. Con tal fin, se estudiará primero la interacción flujo-estructura en condiciones de corriente rápida carente de las perturbaciones propias del salto hidráulico. Enseguida, se investigará la interacción flujo-estructura en presencia del resalto.

El análisis se limitará al estudio de una losa colocada en una cavidad paralelepípeda practicada a expreso en el fondo de un canal de laboratorio, fig.12, y consistirá en examinar su comportamiento dinámico en presencia del flujo que en él se desarrolla cuando está simplemente apoyada en ella, perfectamente alineada con el piso y sin sello en sus juntas de expansión.

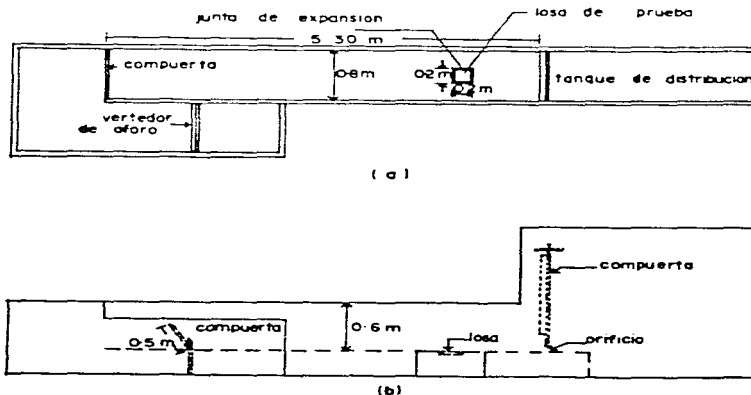


Fig.12 Arreglo experimental para el ensayo de una losa de prueba

5.1 Interacción losa-flujo rápido

Cuando el elemento de interés está expuesto a una corriente rápida sin cambios brusco del nivel de su superficie libre, a primera vista resultaría inesperado su levantamiento, puesto que al estar perfectamente alineada con el piso no es fácil comprender como se puede generar una fuerza vertical que la sustente, a partir de cierta condición del flujo.

Efectivamente, si se toma en cuenta que en estas condiciones el escurrecimiento carece de oscilaciones verticales fuertes, resulta difícil concebir que la fuerza dislocante provenga de fluctuaciones turbulentas de presión de pared propias de este tipo de flujo, ya que ellas, según la experiencia, refs.32,35 y 164, son del orden de milipascales.

En consecuencia se debe buscar mecanismos coherentes que conduzcan a la generación de fuerzas verticales hacia arriba, tomando en cuenta el tipo de escurrimento y las características de la losa. Por este motivo y por otros que oportunamente se comentarán, se empezará tal búsqueda analizando el comportamiento de una losa cuando sobresale ligeramente del piso en su borde anterior, fig.13.

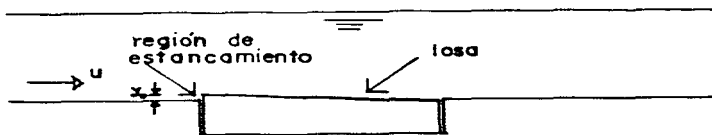


Fig.13 Losa sobresaliendo ligeramente del piso

Sin objeción, el desalineamiento del espécimen de prueba en el ejercicio mental propuesto dará lugar al impacto del flujo contra la losa, generándose con ello una fuerza que, de acuerdo con el esquema mostrado en la fig.13, tenderá a girarla en el sentido de las mane-cillas del reloj.

Sin embargo, dicha fuerza no será el único resultado de la colisión, puesto que entre otras cosas, también debe producir una región de estancamiento frente a la losa, como consecuencia de la imposibilidad de las partículas fluidas de continuar su trayectoria en la corriente. Por tanto, es de esperarse que frente a la parte saliente del elemento bajo análisis, la presión resultante esté conformada por la asociada a la columna de agua sobre dicha zona mas otra componente proveniente de la conversión de carga de velocidad en carga de presión.

Si bien el efecto de la fuerza de impacto es inmediatamente perceptible, no se podría decir lo mismo de la formación de una región de estancamiento. Pero tomando en cuenta que en ella se producirá una sobrepresión que dependerá del cuadrado de la velocidad del flujo incidente sobre el escalón, conviene hacer un análisis mas exhaustivo de este resultado que plantea el experimento propuesto.

Al respecto, no cabe duda que cuando las ranuras entre la losa y la cavidad que la contiene estén selladas, la existencia de una zona de sobrepresión no entraña ningún peligro. No obstante no se podría decir lo mismo cuando dichos espacios están abiertos. En efecto, la presencia de una región de estancamiento en contacto con una junta sin impermeabilizante, con certeza propicia la propagación del exceso de presión a la ranura, debido a que existe la continuidad requerida para la transmisión de tal efecto.

Pero si la presión que resulta del impacto entre la losa y el flujo es capaz de transmitirse a la junta delantera, evidentemente se propagará a la cara inferior de la losa, ya que dicha región estará mojada por el fluido.

Por tal razón, cuando la losa que funge como revestimiento sobresale del nivel de las demás, es bastante factible la formación de una fuerza de sustentación cuya presencia puede contribuir grandemente a la pérdida de su estabilidad, y por ende resultar crucial en el mecanismo desestabilizador. Sin embargo, como ésta no es la única fuerza de superficie que originaría el impacto del agua contra la losa, es oportuno hacer una evaluación de las fuerzas que intervienen justamente antes de que se rompa el estado de equilibrio.

Si se hace un diagrama de cuerpo libre de una losa bajo las condiciones del experimento sugerido, no es difícil inferir que cuando ella está en reposo, sobre la misma actúan las fuerzas indicadas en la fig.14, donde: F_i , fuerza de impacto; F_s , fuerza de succión provocada por la separación de la capa límite; F_g , fuerza de sustentación; R , reacción del piso sobre la losa y W , peso de la losa.

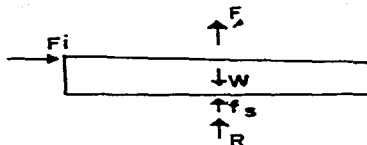


Fig.14 Fuerzas actuando sobre una losa sobresaliente ligeramente del piso

Como una primera aproximación, F_i se puede calcular con la expresión

$$F_i = \rho a \int_0^{y_0} u^2(y) dy \quad (5.1)$$

deducida al aplicar el teorema del impulso suponiendo flujo permanente y considerando únicamente la fuerza asociada al cambio de la cantidad de movimiento, siendo: a , ancho de la losa; y_0 , magnitud inicial del escalón y $u(y)$, velocidad del flujo incidente antes del choque.

De (5.1) se observa que para alcanzar el objetivo deseado se necesita conocer la distribución de la velocidad de la corriente fluida cerca al piso. Dicho obstáculo se puede superar considerando que, debido a la pequeña magnitud del desnivel, el flujo corriente arriba será próximo al que tiene lugar en una capa plana. En consecuencia es factible hacer uso de algunas de las distribuciones de velocidad que se manejan en la teoría de la capa límite.

Por conveniencia en este trabajo se escogió la ley de la potencia un séptimo

$$u(y) = U_0 \left(\frac{y}{\delta} \right)^{1/7} \quad (5.2)$$

donde: δ , espesor de la capa límite; U_0 , velocidad de la corriente libre y "y", distancia desde el piso a un punto de la capa límite; elección que más adelante será plenamente justificada.

Si ahora se sustituye (5.2) en (5.1) y se integra, se tiene que la

fuerza de impacto se puede calcular con la ecuación

$$F_i = \frac{7}{9} \rho a U_0^2 y_0 \left(\frac{y_0}{\delta}\right)^{2/7} \quad (5.3)$$

Del mismo modo también es cuantificable la energía cinética de la porción del flujo principal que choca con la losa, para lo cual se hará uso de la relación

$$EC = \frac{7}{18} \frac{\rho A U_0^2}{\delta^{2/7}} y_0^{9/7} \quad (5.4)$$

que resulta de integrar sobre la parte de la corriente interceptada por el desnivel, siendo: "A", área hipotética asociada a un elemento infinitesimal del escurrimiento.

Además, si se acepta que toda la energía cinética interceptada se convierte en energía de presión, es posible determinar la sobrepresión de estancamiento con sólo aplicar la siguiente ecuación

$$\Delta P = \frac{7}{18} \rho U_0^2 \left(\frac{y_0}{\delta}\right)^{2/7} \quad (5.5)$$

que no es otra cosa que la energía asociada al movimiento del fluido en la región de interés por unidad de volumen.

Como corolario, es factible determinar el valor de la fuerza de sustentación con tan sólo multiplicar la ecuación anterior por el área de la cara inferior de la losa, resultando que

$$F_s = \frac{7}{18} \rho a^2 U_0^2 \left(\frac{y_0}{\delta}\right)^{2/7} \quad (5.6)$$

Ahora, dado que el peso "w" de la losa es conocido y ello posibilita evaluar la reacción "R" del piso sobre el bloque, restaría únicamente conocer la fuerza de succión "F_s", para tener plenamente determinado el sistema de fuerzas mostrado en la fig.14. Tal fuerza es estimable con la relación

$$F_s = \gamma \Delta a^2 + \frac{U_0^2}{2} a \int_0^a \left(1 - \left(\frac{h}{h-\Delta}\right)^2\right) dx$$

inferible al aplicar la ec. de Bernoulli entre los puntos "1" y "2"

indicados en la fig.15. En dicha figura, h , altura del agua en el punto de referencia; Δ , espesor de la región separada en el punto de interés "2" y γ , peso específico del agua. Como se puede apreciar de la ecuación antes anotada, la determinación de " F_S " implicaría conocer como varía " Δ " a lo largo de la zona en estudio, calcu-

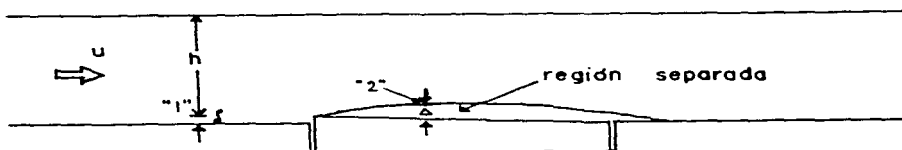


Fig.15 Región separada causada por el desnivel

lo que por ser bastante complicado no se intentará en éste trabajo, de ahí que se proseguirá el análisis omitiendo la fuerza de succión, pero no perdiendo de vista que ella también contribuirá al levantamiento de la losa, puesto que su efecto será disminuir la fuerza de presión en su cara superior.

Después de formular un procedimiento aproximado para evaluar casi todas las fuerzas que resultarían al sobresalir ligeramente del piso el espécimen de prueba, conviene comparar el valor de las mismas con el fin de saber cual será la de mayor importancia en su desestabilización. Con tal fin, se supondrá que $a = n y_0$, ya que $a \gg y_0$; además por simplicidad se asumirá que " n " es un número entero positivo.

En esta forma si se aplica la condición anterior a las ecs.(5.3) y (5.6), se encuentra que

$$f_s = \frac{n}{2} F_1 \quad (5.7)$$

Como $a \gg y_0$, se concluye que $f_s \gg F_1$. Por ejemplo, si se supone un desnivel de 0.0005 m entre el piso y una losa cuadrada de 0.2 m por lado, resulta que $f_s = 200 F_1$. Por tanto, el momento producido por F_1 será menor que el asociado a f_s , de ahí que se le pueda despreciar.

Una vez realizado el análisis precedente, es oportuno examinar la condición última de equilibrio, a fin de encontrar la velocidad del flujo que levanta la losa bajo las hipótesis propuestas. No está de-

más recordar que en dicho examen se omitirá la fuerza de succión, y que tal objetivo se puede alcanzar con tan sólo hacer sumatoria de fuerzas en la dirección vertical. Por tanto, si se procede en esa forma se encontrará que en la condición última de equilibrio debe cumplirse que

$$f_s = W \quad (5.8)$$

De manera que si sustituye (5.8) en (5.7), se encuentra que la inestabilidad de la losa ocurre cuando la velocidad de la corriente exterior es

$$U_c = \left(\frac{18 W}{7 \rho a^2} \left(\frac{\delta}{y_0} \right)^{2/7} \right)^{1/2} \quad (5.9)$$

La ec.(5.9) muestra que para determinar la velocidad del flujo en la condición última de equilibrio, se requiere conocer previamente el espesor de la capa límite en la proximidad de la ranura analizada.

Como se recordará, anteriormente se escogió la ley de la potencia un séptimo para la distribución de velocidad en la capa límite, con lo cual de hecho se admitió que, corriente arriba de la losa, la región del flujo donde los efectos viscosos son importantes, es turbulenta. Puesto que dicha elección no es arbitraria, a continuación se pretende explicar el por qué de la misma.

Con el fin antes expuesto, en primer término se postula que la capa límite sobre el piso del modelo será similar a la que se desarrolla sobre una placa plana pulida, por lo que la disyuntiva se resolverá a través del valor del número de Reynolds función de la distancia, Re_x .

De la teoría, refs.21 y143, se sabe que en una superficie como la arriba anotada, la capa límite será laminar hasta con un número de Reynolds de aproximadamente 500,000; así que se está en la posibilidad de calcular la velocidad máxima a la cual la región de interés conserva las características de este tipo de flujo. Por tanto si se considera que la junta delantera está ubicada a 0.8 m corriente arriba de la abertura de alimentación, se encuentra que con un flujo de agua a 20°C la capa límite será laminar hasta con una velocidad de 0.713 m/s.

Al comparar el valor exterior de la velocidad con los valores medi

dos durante la falla, refs.31,77 y137, se observa que dicha condición sería insuficiente para levantar la losa de prueba. Por tal razón, en este trabajo se considerará adecuado suponer que en las condiciones de falla la capa límite es turbulenta; en consecuencia su espesor se debe calcular con la expresión

$$\delta = 0.37 x / Re_x^{1/5}$$

Si se reemplaza la relación precedente en la ec.(5.9), se encuentra que la velocidad de la corriente sin perturbar en la condición última de equilibrio se puede estimar con la expresión

$$U_c = \left(\frac{18 W}{7 \rho a^2} \frac{0.37^{2/7} \nu^{2/35} x^{8/35}}{y_0^{2/7}} \right)^{35/72} \quad (5.10)$$

La ec.(5.10) permite ponderar globalmente la validez de las hipótesis planteadas y la lógica seguida en el análisis de una losa que sobresale ligeramente del piso. En efecto, si en (5.10) se sustituye el peso de la losa ensayada, $W = 2 \text{ Kg} = 19.62 \text{ N}$, y se supone un desnivel de 0.001 m, se encuentra que ésta perderá su estado de equilibrio cuando la corriente libre alcance un valor de 1.697 m/s. Este resultado es satisfactorio puesto que cae en el rango de valores medidos cuando se ensayó con la primera de las losas usadas en este trabajo, cap.4, la cual muy probablemente sobresalía del piso, ya que no se puso excesivo cuidado en su nivelación.

Una vez roto el estado de equilibrio, el método aplicado permite seguir cuantificando las fuerzas hasta ahora consideradas. Para ello es necesario estudiar primero la cinemática de la losa en la nueva configuración, puesto que de esta manera será posible calcular cuanto sobresale del piso, dato requerido para dicha evaluación.

No cabe duda que la libertad de movimiento de un elemento protector estará determinada por las dimensiones de las juntas, de manera que dependiendo de la magnitud de esas separaciones, éste podrá continuar o interrumpir el giro provocado por el estado de esfuerzos mostrado en la fig.14.

Para dilucidar si la losa se traba o no, es suficiente darse cuenta que su trayectoria debe librar la longitud "L" de la cavidad, lo cual es posible sólo si su diagonal "d" es menor o igual que el largo de la cavidad, fig.16. En esta forma, como $d = (a^2 + e^2)^{1/2}$ y $L = a +$

2ξ , el bloque quedará sujeto a un movimiento dislocante discontinuo si

$$e \leq 2(\xi^2 + a\xi)^{1/2} \quad (5.11)$$

La desigualdad anterior pone de manifiesto que la losa utilizada en este estudio tenía que trabarse con las paredes que la rodean debido a que su espesor ($e = 0.4 \text{ m}$), era mayor que el valor de la parte derecha de dicha expresión (0.0035 m), considerando $a = 0.2 \text{ m}$ y $\xi = 0.0015 \text{ m}$.

Establecido el criterio precedente, ya se está en posibilidad de determinar cuánto sobresaldría del piso una losa con un desnivel inicial " y_0 " cuando se atora en la cavidad que la contiene, fig.17.

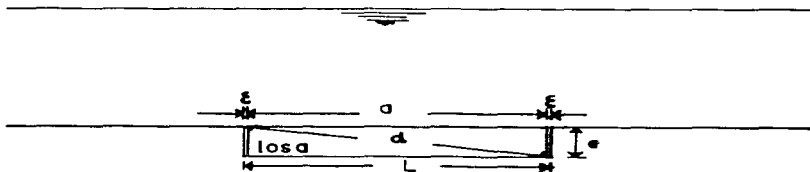


Fig.16 Características geométricas del espécimen de prueba

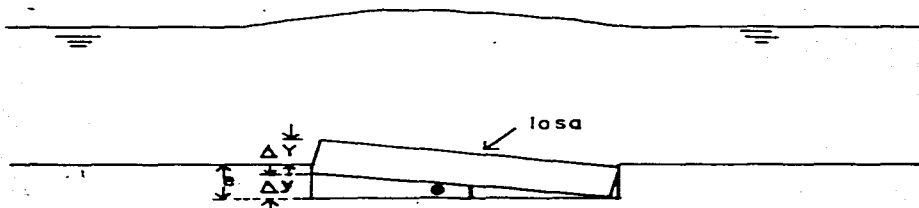


Fig.17 Losa de prueba atorada

Para tal efecto, de la fig. anterior se observa que el valor del desnivel en la nueva configuración se puede determinar con la relación

$$\Delta Y = (e + y_0) \text{Cos } \theta + \Delta y - e \quad (5.12)$$

donde la magnitud de la altura que la losa logra levantarse del fondo de la cavidad que la contiene, " Δy ", se puede estimar con la expresión $\Delta y \cong a \xi / e$, para ángulos " θ " de inclinación de la losa, pequeños. De modo que si esta última relación se reemplaza en (5.12), con buena aproximación el frente que el bloque protector ofrecerá al flujo se puede calcular con la ecuación

$$\Delta Y = (e + y_0) \text{Cos } \theta + \frac{a \xi}{e} - e \quad (5.13)$$

Por ejemplo, de acuerdo con (5.13), una losa cuadrada de 0.2 m por lado y 0.04 m de espesor, con juntas de 0.001 m y 0.001 m de desnivel inicial, en la primera etapa de su movimiento (configuración mostrada en la fig.17), sobresaldría aprox. 0.006 m, lo cual demuestra la validez de las consideraciones realizadas en su obtención.

Conocida la forma de determinar el valor de desnivel cuando la losa queda trabada, resta únicamente calcular F_i y f_s para alcanzar la meta planteada cuando la losa se atora. Para tal efecto, es suficiente sustituir (5.13) en (5.3) y (5.6), y efectuar operaciones.

Así cuando se ejecuta lo antes dicho con dimensiones iguales a las usadas para ilustrar (5.13), se encuentra que F_i y f_s valdrían 1.922 N y 32.038 N, respectivamente.

En esta forma, la disposición mostrada en la fig.17, traería como consecuencia un aumento sustancial en la fuerza de impacto (3 ordenes de magnitud superior a la obtenida en la configuración inicial). Pero a pesar de este aumento sustancial, todavía sigue siendo varias veces menor que la fuerza de sustentación, la que por su parte aumenta aprox. en un 70 % de su valor inicial.

Bajo estas condiciones, aún sin considerar la fuerza que resulta de la separación de la capa límite, se arduizan más las condiciones para que la losa analizada siga desestabilizándose, ya que la fuerza de sustentación generada al sobresalir ella del nivel del piso será mucho mayor que su peso.

En síntesis, el experimento propuesto permite vislumbrar un posible mecanismo de falla cuando el elemento protector sobresale ligeramente del piso. Desafortunadamente, aún cuando esta situación puede presentarse en prototipo por la gran dificultad que implica la nivelación del piso, la condición considerada en este trabajo no es ésta. No obstante, la lógica aplicada en el análisis realizado, sí será de utilidad para el fin que se persigue como se intenta demostrar enseguida.

En efecto, si en el ensayo planteado se fuera reduciendo paulatinamente el desnivel, en la misma forma disminuirían las fuerzas de impacto y sustentación ya discutidas, de manera que el límite se anularían. Sin embargo, en estado de perfecto alineamiento la ausencia de sello en las juntas puede generar otra situación igualmente desfavorable para la estabilidad del revestimiento, puesto que al no haber impermeabilizante, se invalida la condición de no deslizamiento en la frontera inferior del flujo cuando este tenga que desarrollarse sobre la ranura. Este hecho motivará que las partículas fluídas en la interfaz flujo-ranura, tengan movimiento a lo largo de la cima de las juntas inmediatamente después de terminar la frontera sólida, apareciendo otra vez al encontrarse nuevamente con el piso. Así, toda arista posterior de las juntas perpendiculares al escurrimiento será un segmento de estancamiento, a consecuencia de la reducción de velocidad que experimentarán en ellas las partículas fluídas. Pero si esta afirmación es cierta, la presión en las discontinuidades carentes de sello tiene que ser mayor que la ejercida por la columna de agua encima de ellas, ya que al estar situadas en la base de la corriente, necesariamente tienen que ser receptoras de la energía de velocidad convertida en las esquinas traseras de la ranuras transversales al flujo.

Las ideas antes expuestas muestran que, aunque las losas estén correctamente alineadas, si los espacios que las separan no están rellenos, todavía es factible la generación de una fuerza de sustentación, puesto que la sobrepresión provocada por el impacto del flujo con sus bordes posteriores, también se transmitirá a su parte inferior por estar ellas inmersas en agua.

En razón de lo arriba expuesto, la cuantificación de fuerza de sustentación originada en la nueva condición, requiere el conocimiento previo de la velocidad del fluido en la interfaz flujo-ranura. No obstante, antes de adentrarse en el tema es necesario analizar las condiciones en que tendría lugar la interacción entre el escurrimiento en el canal y el fluido en la ranura, como paso importante para simplificar la dificultad matemática que se puede suscitar.

Se empezará a abordar el nuevo objetivo suponiendo que el flujo en

el canal es completamente desarrollado y permanente, y, con el fin de facilitar su análisis, se estudiará su acción sobre las juntas de una sola losa.

De acuerdo con la teoría, inmediatamente después de la esquina delantera de la junta anterior cesará automáticamente el cortante de pared, y del mismo modo debe entrar en acción el cortante turbulento, producto del intercambio de cantidad de movimiento entre la corriente fluida en el canal y el líquido alojado en la junta. Sin embargo en este caso, debido a las dimensiones de la ranura, tal interacción puede tener aspectos singulares, por lo que conviene examinar primero los posibles efectos del tamaño de los espacios entre losa en el mezclado turbulento.

Al respecto, la teoría predice y la experiencia confirma, refs. 22 y 49, que todo proceso turbulento depende de la capacidad del flujo para intercambiar cantidad de movimiento entre diversas regiones del mismo. Por tanto, en el flujo sobre una junta dicho proceso tiene que estar gobernado por sus dimensiones, puesto que de ellas depende de la libertad de movimiento del fluido que aloje, ante la acción de la corriente exterior. De manera que, de dos ranuras de igual profundidad y diferente ancho, la lógica induce a esperar mayor viscosidad aparente en la ranura más ancha, ya que en ella el fluido tendría mayor capacidad para moverse y consecuentemente, mezclarse. Del mismo modo, la razón también impone asumir que el mezclado también depende de la profundidad de la ranura, debido a que cuanto mayor sea dicho parámetro, menor será el efecto del fondo sobre la capa cortante libre. De esta forma, una ranura con gran relación profundidad-ancho, probablemente inhiba fuertemente el mezclado turbulento.

Lo antes expuesto conduce a suponer que en el caso que se examina, debido a la elevada razón entre el ancho y la profundidad, la viscosidad aparente se puede despreciar. Ciertamente, si para una cavidad de 2.5 pulgadas de ancho y una profundidad variando entre 2.5 y 7.5 pulgadas, ref. 47, el parámetro "k" que caracteriza la estructura del flujo en la viscosidad aparente o de eddy (la que resulta de la turbulencia)

$$\epsilon_M = \frac{1}{2} k^3 x^2 \frac{\partial u}{\partial y}$$

vale 0.12, los argumentos ya comentados conducen a esperar un valor mucho menor en el problema que se aborda. Por lo tanto, el pro

ducto de dicha constante por la distancia "x" de un punto de la capa cortante libre al eje vertical que pasa por la arista delantera de la ranura, fig.18, será menor que el valor máximo $0.5(0.12)^3(0.0015)^2$ que resultaría al considerar el ancho de la junta. Ello aunado al decremento implícito de $\partial u/\partial y$ que acarrearía el mínimo mezclado turbulento. son razones suficientes para que en este trabajo no se considere el cortante aparente.

Con base en lo arriba expuesto, en las condiciones que tendrá lugar el escurrimiento sobre la junta, el fluido de la cima deberá acelerarse, a consecuencia de la reducción de la fricción en la superficie sobre la cual se mueve. Así que para calcular el incremento de velocidad, se procederá al análisis de la capa límite antes y después de la junta, considerando que ésta es turbulenta y similar a la que tiene lugar en una placa plana, cuando el flujo es completamente desarrollado.

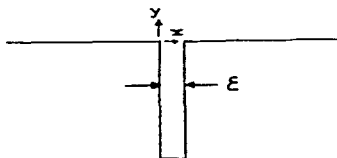


Fig.18 Ranura exhibiendo gran relación profundidad-ancho

En las condiciones anotadas cualquier elemento infinitesimal de la capa límite estará en equilibrio dinámico, por lo que el fluido en ella antes y después de la junta no cambiará de velocidad. En efecto, si con el fin de avanzar en el estudio se analiza la subcapa viscosa, se encontrará que en un elemento de ancho unitario actuarán las fuerzas que se indican en la fig.19. Al examinar la sección (2) de dicho elemento, no es difícil inferir que debido al mínimo crecimiento de la capa límite es factible despreciar $(\partial \delta'/\partial x) \delta'$, por lo que la fuerza en esa parte del volumen de control considerado se puede expresar como $F_2 = p\delta' + (\delta')^2 \partial p/\partial x$. Pero ya que δ' es una cantidad muy pequeña, $(\delta')^2 \approx 0$. Además, como el flujo se asume sin gradiente de presión, $\partial p/\partial x = 0$, de ahí que $F_2 = p\delta'$. Por último como la fuerza debida a la presión es $p\delta'$, se concluye que el volumen considerado estaría en equilibrio, pues la suma de fuerzas en la dirección del movimiento resultaría nula.

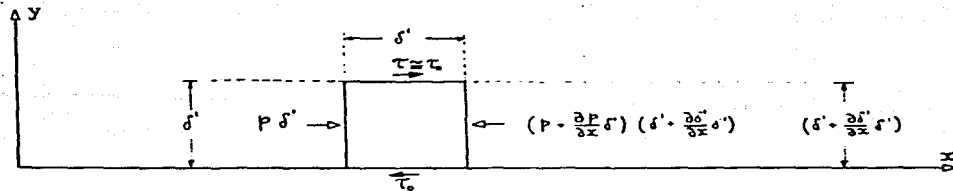


Fig.19 Estado de esfuerzos en un elemento diferencial de la subcapa viscosa

Bajo los preceptos precedentes, el cese de la continuidad del piso deberá producir el rompimiento del estado de equilibrio, en razón de que al no existir la frontera sólida quedaría sin efecto la resistencia al movimiento que originaría su presencia. En consecuencia, el fluido contenido en la capa límite tiene que acelerarse precisamente por la acción de fuerza deficiente que debe causar la ausencia del cortante laminar y el cortante turbulento, prácticamente nulo. Mas aún, como dicha fuerza dependerá de la distancia al piso, en la arista delantera de la junta las partículas fluidas empezarán a experimentar incrementos en su velocidad de acuerdo con su posición en la capa límite.

Por eso, en el borde anterior de la junta cualquier elemento ($\delta' dx dz$) de la subcapa viscosa debe sufrir el mismo aumento de velocidad, siempre que se suponga que la resistencia al movimiento en ella sea constante e igual a $\tau_c dx dz$. De manera que si se aplica la segunda ley de Newton suponiendo $v = 0$, por las dimensiones de la junta, se encontrará que en condiciones de estado permanente el fluido de dicha zona, al abandonar el piso, se movera sobre la junta según la ecuación

$$\tau_c = \rho \delta' u \frac{du}{dx} \quad (5.14)$$

La ec(5.14), expresa que las partículas fluidas de la subcapa viscosa, a raíz de la reducción en la fricción, se moverían como un todo sobre la junta, acelerándose por la ausencia de la fuerza viscosa que corriente arriba se oponía a su movimiento. Por supuesto, la solución de esta ecuación debe satisfacer la ecuación de continuidad, que en principio se estaría violando a consecuencia de que en

la ecuación propuesta du/dx es diferente de cero. Sin embargo, la su posición $v = 0$ evidentemente implica la conservación de la masa, a causa de que no habría flujo de la corriente principal a la junta. Esto conduce a interpretar al escurrimiento sobre la junta en forma similar a como se interpreta a un flujo reductor de fricción, en el que se aumenta el gasto a expensas del incremento de la velocidad provocado por una reducción de la resistencia a su movimiento.

Después de explicar el significado físico de la ecuación anterior, y las razones por las cuales se conservaría la masa, no queda más que integrarla para encontrar la velocidad del fluido en la cima de la cavidad. Así, al resolver (5.14) se obtiene

$$u^2 = \frac{2\tau}{\rho\delta} x + C(y) \quad (5.15)$$

De acuerdo con el resultado precedente, la solución (5.15) implica ría la determinación de la constante de integración, por lo que ha brá que recordar que en la esquina delantera de la junta, la velocidad en la subcapa viscosa deberá distribuirse según la expresión

$$u(0, y) = u_r Y^+ \quad 0 \leq Y^+ \leq 5 \quad (5.16)$$

Esta condición conduce a que $C(y) = u^2 (Y^+)^2$, por lo que, en concordancia con la lógica seguida, se infiere que sobre la junta continuará la subcapa viscosa y en ella el fluido se moverá de acuerdo a la relación

$$u^2(x, y) = \frac{2\tau}{\rho\delta} x + \frac{u_r^2}{\nu^2} y^2 \quad (5.17)$$

La ec.(5.17), es un modelo sencillo, limitado y expresamente desarrrollado para una ranura con una grande relación profundidad-ancho. Como se puede apreciar, no toma en cuenta la resistencia del fluido en la junta, lo que es equivalente a suponer que una delgada capa de líquido en ella tendría la velocidad del flujo que se desarrolla en su cima, $y = 0$. Tampoco involucra el cortante turbulento por considerársele despreciable a consecuencia del mínimo mezclado turbulento que supuestamente generaría la gran relación profundidad-ancho.

La validez de este modelo únicamente puede evaluarse a través de aspectos puramente cualitativos, refs. 9, 11, 38, 51, 100, 123, 147, 148 y 166. Efectivamente en dichos trabajos se observa que el fluido de la capa límite sobre una cavidad se acelera en el sentido del flujo. Mas aún, también se infiere que para flujos rápidos, refs. 99 y 165, tal proceso empieza en la arista anterior de la cavidad y se conserva así hasta la arista posterior. Ello no quiere decir que para flujos lentos no suceda lo mismo, si no que en los trabajos consultados no se midió la velocidad tan próxima a las esquinas como en el caso de corrientes rápidas.

Por último, como el fin que condujo al desarrollo del modelo representado por la ecuación (5.17) está ligado exclusivamente al cálculo de la velocidad máxima en la interfaz entre el flujo en el modelo y el fluido de la junta, para los fines de este trabajo se le usará en $y = 0$; esto es

$$u^2(x, y) = \frac{2\tau_0}{\rho\delta'} x \quad (5.18)$$

Estando en posibilidad de calcular la magnitud límite de la variable deseada en la interfaz, únicamente restaría suponer que como dicho valor, de acuerdo con la experiencia se presenta casi en la esquina trasera de la junta, con buena aproximación (5.17) se puede escribir como

$$u^2(\xi, 0) = \frac{2\tau_0}{\rho\delta'} \xi \quad (5.19)$$

donde ξ , ancho de la junta. En consecuencia, para determinar cuanta energía cinética del flujo se convierte en energía de presión será suficiente aplicar el principio de conservación de la energía

$$EP_a + EC_a = EP_d + EC_d \quad (5.20)$$

donde EP y EC se refieren a las energías potencial y cinética, respectivamente y los subíndices a y d, de la misma manera indican las condiciones antes y después de la colisión.

Ahora, dado que en las condiciones del problema $EP_a = \rho g H$, $EC = 0.5 \rho u^2$, $EP_d = \rho g (H + h')$ y $EC_d = 0$, donde: h' , altura de presión que resultaría

de la colisión y H , espesor del flujo en el modelo, es claro que de (5.20) se obtiene

$$p = 0.5 \rho u^2 \quad (5.21)$$

por lo que sustituyendo (5.21) en (5.19) se llega a

$$p = \frac{\tau \xi}{\delta'} \quad (5.22)$$

o bien, tomando en cuenta que $\delta' = 5 \nu / u \tau$,

$$p = \frac{\tau_o^{3/2}}{5 \nu \rho^{1/2}} \quad (5.23)$$

En concordancia con el análisis realizado, la ec.(5.23) permitirá calcular el incremento de presión en la junta, que resulta de la discontinuidad del piso. Como se puede apreciar, tal aumento, además de las propiedades intrínsecas al fluido, ρ y ν , dependerá del coeficiente de pared en el borde anterior de la ranura y del ancho de la misma. De manera que el primero de estos dos últimos factores conducirá a que la sobrepresión en la junta estará supeditada a su ubicación en el piso del modelo, por lo que, cuanto más próxima se encuentre a la zona donde se inicia el flujo, mayor energía de presión resultaría en ella. Por otra parte, un raciocinio similar lleva a identificar al ancho de la junta como aquella característica decisiva para el logro de la máxima velocidad de la corriente fluida sobre ella, variable del flujo que a lo sumo llegará al valor que se alcanza en la corriente sin perturbar.

Definido el procedimiento que permitiría el cálculo de la energía de presión que resultaría por la discontinuidad del piso, toca ahora aplicarlo al cálculo de las sobrepresiones en las juntas delantera y trasera de la losa ensayada.

Al proceder en ese sentido se encuentra que si p_1 y p_2 representan los aumentos de presión en las ranuras transversales al flujo, tales incrementos son factibles de calcular con las ecuaciones

$$p_1 = \frac{0.029^{1.5} \rho \xi u^{2.7}}{5 \nu^{0.7} x_1^{0.3}} \quad (5.24)$$

y

$$P_2 = \frac{0.029^{1.5} \rho \epsilon U^{2.7}}{5 \sqrt{0.7} X_2^{0.3}} \quad (5.25)$$

que resultaría al sustituir el cortante de pared $\tau_w = 0.029 U^2 / \text{Re}_x^{1.5}$ en la ec.(5.23), siendo X_1 y X_2 las distancias desde el orificio de alimentación a las juntas anterior y posterior de la losa de prueba.

Determinada la presión en las discontinuidades transversales al escurrimiento, no hay duda de que ellas tendrán que transmitirse a la cara inferior del espécimen de prueba, debido a que éste estará totalmente inmerso en el agua. Tal proceso, en condiciones de igualdad en ambas ranuras sería simétrico. Pero dado que ese no es el caso, tendrá que darse de la junta de mayor presión a la de menor presión.

No obstante, por no ser las separaciones normales las únicas discontinuidades del piso, conviene antes de averiguar sus efectos en la presión de la cara inferior de la losa, investigar el rol que desempeñarían en tal sentido las juntas longitudinales. Para ello, primero habrá que darse cuenta que debido a su disposición en el piso las presiones en ambas serían idénticas. En segundo lugar, esas presiones como mínimo serán la hidrostática, quedando sus valores menores sujetos al comportamiento del fluido en ellas, por lo que para alcanzar el objetivo deseado será necesario indagar el patrón de flujo en tales discontinuidades.

Un examen de las características de las ranuras longitudinales induce a pensar que el patrón de flujo en ellas sería como se indica en la fig.20, ya que por su ubicación y relación profundidad ancho, es en esa dirección donde se dará la mayor libertad de movimiento del fluido que contienen. Mas aún, muy probablemente la pequeña magnitud de su tercera dimensión muy probablemente ocasionará un efecto ordenador del flujo en ellas, puesto que posibilita un escurrimiento capilar. Bajo esta premisa se espera que las sobrepresiones en las ranuras serán establecidas por el gradiente de presión entre las juntas transversales, a consecuencia de que la energía que transfiere la corriente principal al agua que albergan, puede ser usada en los movimientos vorticosos y longitudinales que se ilustran en la fig.20, refs. 38 y 52.

Como corolario del razonamiento anterior, la distribución de presión debajo del espécimen de prueba será lineal e igual a

$$p = p_1 - \left(\frac{p_1 - p_2}{a} \right) x \quad (5.26)$$

y producirá una fuerza de sustentación dada por la expresión

$$F = \frac{a^2}{2} (p_1 - p_2) \quad (5.27)$$

la que estará aplicada en

$$\bar{x} = \frac{a}{3} \left(\frac{p_1 + 2 p_2}{p_1 + p_2} \right) \quad (5.28)$$



Fig.20 Patrón de flujo en las juntas longitudinales



Fig.21 Fuerzas actuando en una losa bien alineada con el piso, pero con juntas sin ello

medida a partir del borde trasero de su superficie inferior, de acuerdo con la forma trapezoidal de la distribución de presión que se espera en esa frontera.

Abordado el problema de la generación de la fuerza de sustentación en condiciones de perfecto alineamiento entre el bloque de prueba y el piso del modelo, conviene ahora indagar que otras fuerzas actúan sobre él.

En el sentido anterior resulta claro que el rápido movimiento del agua en la cara superior de la losa dará lugar a una fuerza de fricción. Del mismo modo, por estar ésta asentada sobre una frontera sólida el apoyo responderá con una fuerza de reacción "R". En principio éstas son todas las fuerzas permanentes que actuarán sobre el elemento cuando éste se encuentre en reposo, y ellas se ilustran en la fig.21.

De la figura anterior se infiere que en condiciones de equilibrio es

tático se debe satisfacer que

$$R = W_B - F \quad (5.29)$$

donde W_B , peso sumergido de la losa.

Por tanto, en la condición última de equilibrio se debe cumplir que

$$W_B = F \quad (5.30)$$

Si ahora se sustituyen (5.24) y (5.25) en (5.27) y el resultado se reemplaza en (5.30), se obtiene que la velocidad de la corriente libre en la condición de falla es

$$U = \left(\frac{10 W_B^{0.7} (x_1 x_2)^{0.3}}{0.029^{1.5} \rho \xi a^2 (x_1^{0.3} + x_2^{0.3})} \right)^{10/27} \quad (5.31)$$

En síntesis, el análisis hasta aquí realizado ha permitido plantear un mecanismo para explicar la formación de una fuerza permanente que podría conducir a la inestabilidad de una losa de revestimiento perfectamente alineada con el piso, cuando las juntas que lo separan de él carecen de sello. Pero en la perspectiva en que se ha venido manejando las discontinuidades del piso, ésta, no es la única consecuencia que se puede originar, debido a que al estar expuestas a la corriente exterior, también pueden actuar como resonadores. En efecto, existen las condiciones para que la interfaz que forma el flujo rasante sobre ellas experimente el movimiento senoidal de las capas cortantes libres, refs. 51, 52, 89-91, 96-99, 120-123, 154 y 155, en cuyo caso tal frontera del escurrimiento colisionará periódicamente con la arista posterior de las juntas. De esta manera, es factible la generación de un mecanismo retroalimentador capaz de producir fluctuaciones cíclicas de presión, refs. 11, 51, 96 y 154, tal como sucede en las cavidades expuestas a flujos tangentes, refs. 16, 87, 123, 148 y 169. La frecuencia de dichos cambios se puede calcular a partir de planteamientos teóricos, refs. 11, 51, 97 y 154, o mediante el uso del número de Strouhal, como proceden en las refs. 38 y 100. Pero tomando en cuenta la complejidad del primer procedimiento y la incertidumbre que trae consigo el parámetro de la segunda alternativa, en este trabajo se escogió para tal efecto la ley universal de Strouhal, refs. 71 y 73. Así que si con este fin se elige como longitud característica el ancho de la junta y como velocidad caracte

rística la del flujo rasante sobre las mismas, se encuentra que en ellas posiblemente se manifiesten perturbaciones cuya frecuencia se puede calcular con la expresión

$$f = \frac{u}{2\pi a} \quad (5.32)$$

Como se puede apreciar, el uso de la ec.(5.32) implica el conocimiento de la velocidad del agua en la cima de las juntas, situación abordada en su oportunidad, ec.(5.18), en el caso de las continuidades transversales. Sin embargo, también es necesario determinar dicha variable para el cálculo de la frecuencia con que se producen las oscilaciones en las ranuras longitudinales. Esto conduce a la formulación de un nuevo problema con el fin de determinar la velocidad en una cavidad con un ancho varias veces mayor que su profundidad. Por fortuna existen mediciones, ref.52, que muestran que la velocidad en esa zona de esas discontinuidades es mas o menos la mitad de la velocidad de la corriente exterior. Este factor también ha sido utilizado satisfactoriamente por Ethembabaoglu, ref.38, con el fin de predecir la frecuencia de los cambios de presión en las ranuras por las que deslizan las compuertas y en cierta forma es una prueba de la velocidad teórica en $y = 0$, para la capa cortante libre, refs.21,22,47 y 143.

Por tanto, de acuerdo con el análisis precedente la frecuencia de las fluctuaciones de las juntas transversales se deben calcular con la fórmula

$$f_1 = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{2\tau_0}{\rho \delta^2 \xi} \right)^{1/2} \quad (5.33)$$

Del mismo modo, la frecuencia de las posibles oscilaciones en las ranuras longitudinales es viable estimarla con la relación

$$f_2 = \frac{u}{4\pi a} \quad (5.34)$$

Una rápida inspección a las ecs. anteriores muestran que en las continuidades transversales, por tener un ancho con magnitud dos órdenes inferior que sus homólogas longitudinales, la frecuencia de las variaciones de presión será mayor en las últimas. Mas aún, tomando en cuenta que la transferencia de energía es mayor en las se-

gundas, es razonable esperar que dichos cambios sean más intensos en ellas que en las ranuras transversales a la corriente.

Concluyendo, en esta parte del trabajo se ha tratado de encontrar algunas de las múltiples causas que pueden conducir a la dislocación de una losa de revestimiento perfectamente alineada con el piso del modelo, cuando los espacios que lo separan de él carecen de sello y en el tanque se tiene salto barrido. Los resultados del raciocinio seguido permite poner a consideración el siguiente mecanismo de falla cuyo resultado final será la desestabilización del recubrimiento:

- 1) Por los espacios entre losa y piso se pueden generar dos fuerzas:
 - a) una permanente y excéntrica producto de la conversión de energía cinética en energía de presión en las juntas transversales al escurrimiento y b) otra fluctuante asociada a las perturbaciones que se deben generar en las ranuras por ser ellas potenciales resonadores.
- 2) La acción conjunta de estas fuerzas debe conducir, a partir de cierta condición del flujo, al levantamiento del espécimen de prueba, por ser ambas función de la velocidad de la corriente.

5.2 Interacción losa-salto hidráulico

El salto hidráulico, a diferencia de la corriente fluida que caracteriza la interacción losa chorro parcialmente libre, es un escurrimiento que de acuerdo a las observaciones realizadas, ref.31, se divide en un flujo principal en contacto con el piso y un flujo secundario encima de la corriente anterior. El primero se caracteriza por el rápido movimiento del fluido que lo constituye en tanto que el segundo está formado principalmente por un remolino de eje horizontal con superficie libre altamente inestable. En estas circunstancias el nuevo problema resulta mucho más complicado que el anterior, puesto que ahora, además del rápido movimiento del agua sobre el espécimen de prueba, éste también estará expuesto a los cambios bruscos del nivel de la superficie del resalto.

Por tal motivo, aprovechando que en principio dichas solicitaciones serían independientes, se les abordará por separado en el orden planeado.

5.2.1 Acción del flujo rasante sobre las juntas en condiciones de salto hidráulico

No hay razón para que en este nuevo estado del escurrimiento desaparezcan los efectos descritos en 5.1, atribuibles al rápido movimiento del agua sobre las juntas, toda vez que nuevamente se tendrá

un flujo (corriente principal) tangente a una cavidad (junta) lle
na del mismo fluido. Empero, ahora el escurrimiento principal est
ará sometido al gradiente de presión adverso que provocan la comp
uerta generadora del salto y al crecimiento del tirante en el sentido
del flujo, cuando él no está completamente sumergido.

Por lo tanto, para cuantificar el incremento de presión en la cara
inferior de la losa, que supuestamente generaría la discontinuidad
del piso, habrá que resolver el clásico problema de la capa límite
turbulenta con gradiente de presión, en pared plana. Efectivamente,
para lograr tal fin es necesario calcular primero el cortante de pa
red y el espesor de la capa límite en la arista anterior de las jun
tas transversales, lo que ya no puede hacerse con las expresiones
usadas en (5.1), como consecuencia de que la capa límite estará ex
puesta a un gradiente positivo de presión.

Sin embargo, el flujo en la proximidad de una pared plana cuando la
presión aumenta o disminuye en el sentido del movimiento, es un pro
blema bastante complicado, refs.22,26,37 y 143, que a pesar de ha-
ber sido ampliamente estudiado, es todavía poco comprendido. Por eso
y por que además ese tema no es el objetivo central de esta tesis,
en el presente trabajo se tratará de salvar el impase, recurriendo
a estudios realizados para comprender el comportamiento dinámico del
salto hidráulico.

De acuerdo con Rajaratnam, ref.110, es un flujo que se puede estu
dian experimentalmente como un chorro de pared sobre el cual se de
sarrolla una corriente inestable reversa. Tal enfoque, también ha
sido explorado teóricamente, refs.88,93 y 163, con resultados satis
factorios y en general en todos los trabajos consultados se da infor
mación del cortante de pared en el sentido del flujo, pero se care-
cen de datos de la capa límite que se desarrollaría en el piso. Afor
tunadamente, dicha dificultad se puede sortear recurriendo a las in
vestigaciones realizadas con chorros de pared con o sin gradientes
de presión, en los que sí se reportan las mediciones de los pará
metros mencionados, refs.26,37,114,144 y 145.

Según la literatura consultada, el flujo en un chorro de pared con
o sin gradiente de presión se caracteriza por autopreservarse, por
lo que las ecuaciones de la capa límite que se desarrollaría en es
tas condiciones, pueden reducirse a ecuaciones diferenciales ordi-
narias a través de desprestigiar el término viscoso y suponer que la ve
locidad y los esfuerzos de Reynolds se pueden expresar como formas
autopreservables.

Estudios realizados por Irwin, ref.55, con chorros de pared someti
dos a un gradiente de presión adverso, muestran que la capa límite

formada en estas condiciones, al igual que en los chorros de pared sin gradiente de presión, ref.144, y en chorros de pared con velocidad constante, tienen una estructura parecida a la de la capa límite turbulenta. Por esta razón, para fines ingenieriles, puede ser tratada en los mismos términos ésta última, pero tomando en cuenta que la velocidad del fluido y el espesor de la capa límite, varían en el sentido del movimiento.

Así, si se acepta la proposición anterior no habrá dificultad en calcular el espesor de la subcapa viscosa " δ' " del flujo principal en contacto con el piso, ya que al igual que en la capa límite turbulenta sin gradiente de presión, estará presente hasta $Y^+ = 5$, y su valor se podrá estimar con la ecuación

$$\delta' = 5 \nu \left(\frac{\rho}{\tau_0} \right)^{1/2} \quad (5.35)$$

en la cual: ρ , densidad del fluido y τ_0 , cortante de pared.

De la expresión anterior se ve que para poder evaluar " δ' " se necesita conocer primero el cortante de pared el que según Rajatnam, ref 110, puede expresarse mediante la igualdad

$$\tau_0 = \frac{0.055}{\left(\frac{U_m \delta}{\nu} \right)^{1/4}} \rho \frac{U_m^2}{2} \quad (5.36)$$

donde: ρ y ν , son respectivamente, la viscosidad y la densidad del fluido de trabajo, y, " δ " y " U_m ", de igual manera, son el espesor de la capa límite y su velocidad máxima, quienes a su vez vienen dados por

$$\delta'' = 0.16 \left(h_1 \left(c' + m' \frac{x}{h_1} \right) \right) \quad (5.37)$$

y

$$U_m = U_1 \left(c'' - m'' \frac{x}{h_1} \right) \quad (5.38)$$

siendo " c' " y " m' ", coeficientes que toman en cuenta la variación

del espesor de la capa límite con el número de Froude; "c'" y "m'", coeficientes que toman en cuenta el decaimiento de la velocidad máxima del chorro con el grado de ahogamiento "s" del resalto y con la distancia "x" al orificio de alimentación, el que tiene una abertura de valor "h₁" y desaloja o suministra fluido a velocidad "U₁"; fig.22.

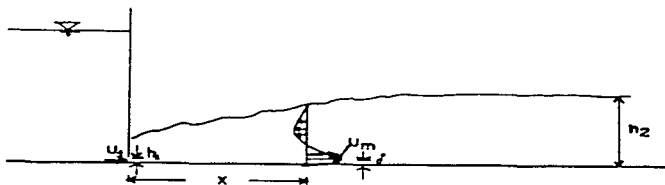


Fig.22 Salto hidráulico generado corriente abajo de una compuerta

En consecuencia, el incremento de presión en cualquier junta transversal en condiciones de salto hidráulico se puede estimar con la expresión

$$P' = \frac{0.0275^{1.5} \rho \varepsilon (U_1 (c' - m' \frac{x}{h_1}))^{21/8}}{5 (0.16 (h_1 (c' + m' \frac{x}{h_1})))^{3/8} \sqrt{5/8}} \quad (5.39)$$

que resulta de reemplazar en (5.23), τ_0 y δ' dados por las ecs.(5.36) y (5.37), previa sustitución de (5.38) en la primera de las dos últimas.

De manera que en la nueva situación las sobrepresiones en las juntas delantera y trasera de la losa se pueden estimar con las relaciones

$$P_i' = \frac{0.0275^{1.5} \rho \varepsilon (U_1 (c' - m' \frac{x_1}{h_1}))^{21/8}}{5 \sqrt{5/8} (0.16 (h_1 (c' + m' \frac{x_1}{h_1})))^{3/8}} \quad (5.40)$$

$$p_2' = \frac{0.0275^{1.5} \rho \epsilon (U_1 (c'' - m' \frac{x_2}{h_1}))^{21/8}}{5 \sqrt[5]{5/8} (0.16 (h_1 (c' + m' \frac{x_2}{h_1})))^{3/8}} \quad (5.41)$$

que a su vez, por las razones expuestas en el numeral 5.1, deben generarse una presión adicional a la estática en cualquier punto de la cara inferior del espécimen de prueba, cuantificable con la ecuación

$$p' = p_1' - \left(\frac{p_1' - p_2'}{a} \right) x \quad (5.42)$$

Por lo tanto, la fuerza de sustentación que experimentaría la losa por la conversión de energía cinética del flujo principal en energía de presión en las juntas transversales al escurrimiento, es posible evaluarla en forma aproximada mediante la ecuación

$$F' = \frac{a^2}{2} \left(\frac{0.0275^{1.5} \rho \epsilon U_1^{21/8}}{5(0.16)^{3/8} \sqrt[5]{5/8} h_1^{3/8}} \left(\frac{(c'' - m' \frac{x_1}{h_1})^{21/8}}{(c' + m' \frac{x_1}{h_1})^{3/8}} + \frac{(c'' - m' \frac{x_2}{h_1})^{21/8}}{(c' + m' \frac{x_2}{h_1})^{3/8}} \right) \right) \quad (5.43)$$

la que se infiere al integrar (5.42) sobre toda la cara inferior de una losa cuadrada.

Finalmente, al igual que en 5.1, la fuerza resultante provocada por las discontinuidades del piso estará aplicada en un punto localizado a la distancia

$$\bar{x}' = \frac{a}{3} \left(\frac{p_1' + 2p_2'}{p_1' + p_2'} \right) \quad (5.44)$$

Conocida la forma de evaluar la fuerza de sustentación y su punto de aplicación en condición de salto hidráulico, para completar el estudio en ese estado, resta únicamente abordar el rol de la turbulencia en el proceso desestabilizador, problema que a continuación se enfrenta.

5.2.2 Acción de las oscilaciones verticales del salto hidráulico en el revestimiento de un tanque amortiguador

Cuando se mira a simple vista un salto hidráulico, no se necesita

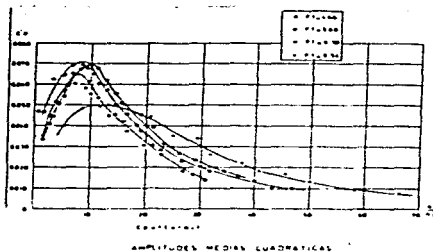


Fig. 23 Distribución del coeficiente de presión a lo largo de un salto hidráulico libre

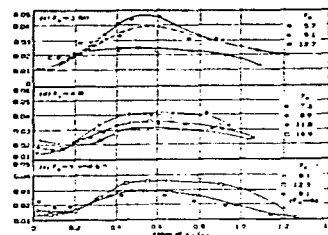


Fig. 24 Distribución del coeficiente de presión a lo largo de un salto hidráulico sumergido

ser buen observador para darse cuenta de que el escurrimiento se caracteriza por su elevado nivel de turbulencia, el que se manifiesta como remolinos de diversos diámetros y otras estructuras coherentes visibles a través del aire inmerso en la corriente. Tal comportamiento caótico del fenómeno hidráulico en estudio, por estar compuesto de movimientos verticales irregulares con velocidad variable, debe resentirse en el fondo del tanque amortiguador, de ahí que para los fines de este estudio resulte ineludible su análisis. Como las oscilaciones referidas provienen de la macroturbulencia generada en el resalto, el examen se hará bajo la fuerte restricción que implica el desconocimiento de muchos aspectos de la turbulencia, motivo por el cual gran parte del análisis se hará con base en las evidencias experimentales.

Ya que la inestabilidad de revestimientos en tanques amortiguadores se presenta tanto en salto libre (no ahogado) como en salto sumergido, refs. 31, 69 y 133, el examen que se pretende realizar busca cubrir ambos casos.

De acuerdo con la experiencia, en el fondo de un tanque amortiguador, independientemente del grado de ahogamiento del salto que en él se desarrolla, tienen lugar fluctuaciones de presión cuyo comportamiento depende del número de Froude del flujo supercrítico incidente, y del tipo de resalto generado. Así por ejemplo, mediciones realizadas por diversos investigadores en pisos expuestos a saltos hidráulicos libres, refs. 1, 21, 60, 78, 80-84, 135, 140, 141 y 160, mues-

tran que en esa frontera del flujo se registran fluctuaciones de hasta 40 % de la carga de la corriente incidente, ref.1. Los cambios de presión en cuestión adoptan una distribución asimétrica a lo largo del resalto, fig.23, siendo máximos en un punto situado entre 8 y 12 veces el valor del conjugado menor, desde donde empieza a disminuir hasta llegar a ser mínimos en su extremo final.

De manera semejante, experiencias de laboratorio con saltos sumergidos, refs.2,14,54,60,92,94,135,137,140,141 y 166, ponen de manifiesto que en su frontera inferior se presentan fluctuaciones de presión que se distribuyen como se muestra en la fig.24. En ambos casos en las abscisas se tiene la distancia "x" de cualquier punto del flujo medida respecto al inicio del resalto, adimensionalizada en el primer caso con el conjugado menor " h_1 " y en el segundo caso con la longitud " L_{rs} " del resalto.

Como se aprecia en la fig.24, en salto sumergido las variaciones de presión son más sensibles al número de Froude que en salto libre, dependiendo también del grado de sumergencia.

Por su parte, los espectros de frecuencia de la amplitud media cuadrática de los cambios de presión exhiben, para las variaciones más intensas de ambos tipos de resalto, frecuencias que caen en el rango de 0.4 a 7.5 Hz, con excepción de Narayanan quien reporta frecuencias de hasta 17 Hz en estado de salto sumergido.

Finalmente, el producto de la labor experimental reportada en los trabajos ya citados muestra que en las dos condiciones del resalto las fluctuaciones de presión correlacionan mucho mejor en la dirección transversal al flujo que en la dirección en la que se mueve el fluido, llegando en esta última en ocasiones a ser nulas desde puntos situados corriente abajo, pero no muy alejados del de correlación, refs.140 y 141.

Ante las evidencias experimentales expuestas, resulta claro que el revestimiento del piso de un tanque amortiguador estará sometido a excitaciones periódicas que pueden producir su desestabilización, razón por la cual varios investigadores interesados en el tema, refs. 18,45,54,55,77,140 y 141, han propuesto criterios de diseño que tomen en cuenta dichas solicitaciones. No obstante, como esas normas se sustentan en técnicas estocásticas que no toman en cuenta la interacción del campo de velocidades con las variaciones de presión en este trabajo se buscaron las características cualitativas del campo de flujo con la esperanza de avanzar en la comprensión del comportamiento de losas en tanques amortiguadores.

Como primera medida orientada en la dirección propuesta se conside

ró conveniente averiguar el patrón de flujo de un salto hidráulico, puesto que, como se vera mas adelante, ello puede ayudar al conocimiento de la variable de interés, i.e., la fluctuación de presión.

No es difícil comprender que cualquier respuesta a la pregunta anterior, invariablemente estará asociada a las características hidráulicas del resalto, entendiéndose como tales a las cualidades que lo tipifican. De todos los rasgos que distinguen a un resalto, los que pueden arrojar información cualitativa inmediata, sin duda, son los tirantes al inicio y al final del cambio de régimen. En efecto, si se toma en cuenta que el conjugado mayor es varias veces más grande que el conjugado menor, no es difícil inferir que el flujo supercrítico incidente, al prolongarse dentro del resalto, siempre lo hará en una masa fluida refrenada por la presencia de la compuerta. Por tanto, independientemente de su grado de ahogamiento, un resalto estará constituido por un flujo principal en contacto con el piso, encima del cual se desarrolla una corriente secundaria también llamada rollo, refs. 31, 109 y 125. El primero será la prolongación dentro del flujo supercrítico incidente y avanzará con velocidad decreciente en el sentido del movimiento, y la segunda será un torbellino de eje horizontal provocado por la fricción entre ambos escurrimientos.

Por supuesto, el patrón de flujo arriba descrito no será el único resultado del racionio seguido, puesto que al entrar en contacto dos masas fluidas con velocidad marcadamente diferente, tiene que haber un fuerte intercambio de cantidad de movimiento entre ellas. Como producto de ese proceso, y tomando en cuenta la libertad de movimiento del agua en la dirección vertical, se tiene que provocar un gran mezclado turbulento de las corrientes participantes, extrayéndose con ello una fracción importante de la energía cinética de la corriente entrante, a consecuencia del trabajo que realizarán los esfuerzos de Reynolds, ref. 49. En esta forma, al igual que con la resistencia al flujo principal causada por las paredes, el piso y el gradiente positivo de presión asociado al incremento del tirante se restará energía cinética al escurrimiento en contacto con el piso, provocándose el cambio de régimen del flujo.

Las ideas precedentes admiten representación matemática con tan sólo realizar un balance de energía entre dos secciones transversales al escurrimiento, pero dentro del resalto, ref. 125. Efectivamente, de acuerdo con la teoría, refs. 49, 119 y 158, si a la ecuación de Reynolds se la multiplica por la velocidad media temporal en una dirección particular, se obtiene la forma diferencial de la ecuación de trabajo y energía en esa dirección, de manera que si esta relación se integra entre las dos secciones consideradas, el proceso en cuestión provee la herramienta analítica que toma en cuenta la energía

que incide al resalto así como las transformaciones que en ella experimenta.

Una relación de la naturaleza antes mencionada fue obtenida por Rou se et. al., ref.125, para lo cual se supuso flujo bidimensional, gas to constante y turbulencia nula en la sección de entrada, y por su utilidad para los fines de este trabajo, se presenta a continuación

$$\int_0^{h_1} \frac{\bar{v}^2}{2g} \bar{u} \, dy = q(h-h_1) - \int_0^{h'} \int_0^x \left(\frac{\bar{u}'\bar{v}'}{g} \left(\frac{\partial \bar{u}}{\partial y} + \frac{\partial \bar{v}}{\partial x} \right) + \frac{\bar{u}'^2 - \bar{v}'^2}{g} \frac{\partial \bar{u}}{\partial x} \right) dy \, dx \quad (1) \quad (2) \quad (3)$$

$$- \int_0^{h'} \int_0^x \frac{\mu}{\tau} \left(4 \left(\frac{\partial \bar{u}}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial \bar{u}}{\partial y} + \frac{\partial \bar{v}}{\partial x} \right)^2 \right) dy \, dx + \int_0^{h'} \frac{\bar{u}\bar{u}'^2 + \bar{v}\bar{u}'\bar{v}'}{g} dy \quad (4) \quad (5)$$

$$+ \int_0^{h'} \frac{\mu}{\tau} \left(2\bar{u} \frac{\partial \bar{u}}{\partial x} + \bar{v} \left(\frac{\partial \bar{u}}{\partial y} + \frac{\partial \bar{v}}{\partial x} \right) \right) dy + \int_0^{h'} \frac{\bar{v}^2}{2g} \bar{u} \, dy \quad (5.45) \quad (6) \quad (7)$$

donde: h_1 y h' , tirantes al inicio y al final de la región considerada; q , gasto unitario en cualquier sección del resalto; \bar{u}, \bar{v} y u', v' , componentes media y fluctuante de la velocidad en las direcciones horizontal y vertical, respectivamente; \bar{V} , velocidad media resultante y μ, τ , viscosidad y peso específico del fluido de trabajo.

De (5.45) se infiere que, parte de la energía cinética del flujo supercrítico incidente al pie del resalto (1), se convertirá en: trabajo neto de las fuerzas de presión (2), como consecuencia del incremento de la profundidad del resalto; producción de turbulencia (3), debido al trabajo de deformación que sobre el flujo principal ejercerán los esfuerzos de Reynolds; trabajo realizado por los esfuerzos viscosos dentro del resalto (4); trabajo hecho por los esfuerzos de Reynolds y la viscosidad en la sección transversal final, (5) y (6), respectivamente, y por último la fracción de la velocidad entrante que abandonará el volumen escogido en forma de energía de movimiento, (7).

Desde el punto de vista cualitativo un aspecto importante directamente inferible de la ecuación en estudio es que la reducción de la

energía cinética de la corriente incidente se realizará a través de las propiedades de transporte y otras directamente relacionadas con la naturaleza de los fluidos. Sin embargo, en opinión de los entendidos en la materia, refs. 26, 37, 55, 62, 88, 92, 93, 108, 118 y 144, en un resalto hidráulico el cambio de régimen se produce principalmente por acción de la turbulencia, quedando en un segundo plano el efecto de los esfuerzos laminares.

Entre los diversos términos turbulentos de (5.45), destaca el asociado con la producción de turbulencia, ya que contiene a la energía cedida por el flujo principal que da lugar al movimiento caótico de las partículas fluidas. Mas aún, tomando en cuenta la libertad de movimiento del escurrimiento en la dirección vertical dicho término resulta particularmente importante, puesto que las fluctuaciones macroturbulentas que se generen tendrán precisamente en esa dirección las mejores posibilidades de desarrollo.

En consecuencia, el estudio de la producción de la turbulencia puede resultar clave para la comprensión de los cambios de presión en el fondo del resalto, debido a que ellos en esencia serán producto del movimiento vertical del agua.

Una rápida inspección a la expresión de la producción de la turbulencia, muestra que ésta depende de los gradientes de las velocidades medias temporales ($\partial \bar{u}/\partial x$, $\partial \bar{u}/\partial y$ y $\partial \bar{v}/\partial x$), así como del producto consigo mismo o entre sí de las fluctuaciones de velocidad (u'^2 , v'^2 y $u'v'$). Por tanto, cualquier determinación analítica de la producción de turbulencia requiere del conocimiento previo de las características medias y fluctuantes del campo de velocidades.

En el caso del salto libre los gradientes de la velocidad media horizontal son factibles de estimar con el método de la integral por bandas tal como lo han hecho McCorquodale y Narayanan, refs. 88 y 93, con lo cual también se posibilitaría el cálculo del valor medio del producto de las fluctuaciones de velocidad. Desafortunadamente, los intentos por calcular el último de los factores antes mencionados usando la teoría de la mezcla de Prandtl fracasaron, puesto que los resultados así obtenidos ni siquiera se aproximaron a los medidos, lo que demostró que la hipótesis en cuestión no es válida para el resalto. Por esa razón y por que además no fue posible modelar el principal término generador de la turbulencia ($(u'^2 - v'^2) \partial \bar{u}/\partial x$), por las dificultades que implica la propia naturaleza del problema, se decidió avanzar en el estudio del tema en forma empírica, mediante el manejo de los resultados experimentales de otros autores.

En el caso de resaltos hidráulicos libres o ahogados, la teoría re

dice, refs.88 y 93, y la experiencia confirma, refs.92,94,108,109,110,111,116,117 y 125, que la componente media de la velocidad ins tantánea en el sentido del flujo (\bar{u}), decrece conforme éste avanza. Tal hecho indica claramente que el gradiente de velocidad en la di rección horizontal es negativa, i.e., $\partial\bar{u}/\partial x < 0$.

Del mismo modo, la concordancia entre teoría y práctica establece que la velocidad media analizada (\bar{u}), aumenta en la dirección vertical hasta cierta distancia del piso, punto en el que llega a ser máxima, para luego decrecer hasta anularse en el centro del rollo, desde donde empieza a ser negativa alcanzando su valor máximo con este signo en la superficie libre. Ante estas evidencias experimen tales no hay mas que admitir que, en la región de contacto entre la corriente principal y el flujo secundario, la velocidad media temporal horizontal disminuirá conforme el punto de interés se aleje del piso, razón por la cual, en la zona de intercambio de cantidad de mo vimiento, $\partial\bar{u}/\partial y$ será negativa, es decir, $\partial\bar{u}/\partial y < 0$.

Por su parte el análisis de la velocidad media temporal en la direc ción vertical se complica, ya que no existe información directa so bre ella. No obstante, del trabajo experimental realizado por Nara simhan, Resch y Rouse, refs.92,116,118 y 125, se puede inferir que cuando menos en parte de la extensión del rollo el flujo supercrítico incidente mantiene su forma; en consecuencia, en esa región se puede considerar que $\partial\bar{v}/\partial x \approx 0$.

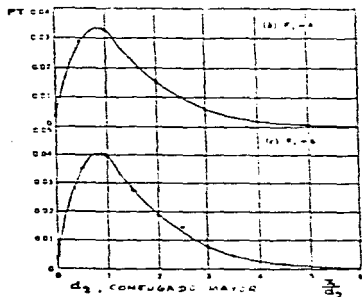
Con respecto a las intensidades de la turbulencia ($\overline{u'^2}$ y $\overline{v'^2}$) y del valor medio del producto de las fluctuaciones de velocidad ($\overline{u'v'}$), el estudio de los resultados experimentales muestra que ellas son máximas en la región de contacto de los flujos participantes. Sin embargo, las dos primeras tienen una marcada tendencia a crecer rá pidamente desde el piso hasta la zona de máximo intercambio de mo mentum, desde donde empiezan nuevamente a decrecer dentro del ro- llo, en forma por demás abrupta. Por su parte la última de las variables antes citadas presentan un comportamiento opuesto al anterior, ya que es máxima cerca del piso y en la superficie libre del flujo y mínima en el núcleo del rollo.

A la luz de los resultados arriba descritos es perfectamente expli cable la macroturbulencia que caracteriza a un resalto, puesto que en él se conjugan grandes gradientes de velocidad con elevados valores de las variables que describen el movimiento caótico de las partículas fluidas, lo que, de acuerdo con la teoría, tiene que dar lugar a una gran producción de turbulencia. Además, en concordancia con la realidad, refs.2,14,75,92 y 110, la turbulencia desarro llada en un resalto está constituida por una variedad de torbelli-

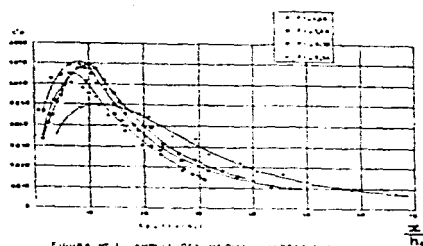
nos de eje horizontal, entre los que destacan los de diámetro equivalente a una fracción importante de la profundidad del flujo, caracterizados también por su baja frecuencia. El efecto inmediato de las estructura coherentes mencionadas, es el de alterar fuertemente la superficie libre del escurrimiento, provocando con ello grandes cambios de nivel del agua que sin duda serán resentidos en el piso del modelo.

El argumento anterior conjuntamente con el parecido que guardan entre sí las distribuciones a lo largo del resalto de la producción de turbulencia y el coeficiente de presión $C_p = (\rho \cdot 2)^{1/2} / 0.5 \rho U_1^2$, fig.25, inducen a pensar en una fuerte relación entre ambas características del problema. Mas aún, si la energía extraída del flujo a través del mezclado turbulento es la que da lugar al movimiento caótico de las partículas fluidas, entonces C_p tiene que ser proporcional a la producción de turbulencia, debido a que él, ref.78, representa la fracción de la energía cinética del flujo incidente que se convierte en macropulsación. Por tal razón, en la presente disertación se postula que el coeficiente de presión C_p , es proporcional a la producción de turbulencia (P.T.), i.e.,

$$C_p = K \frac{2}{U_1^3} \int_0^h (\overline{u'v'}) \left(\frac{\partial \bar{u}}{\partial y} + \frac{\partial \bar{v}}{\partial x} \right) + (\overline{u'^2} - \overline{v'^2}) \frac{\partial \bar{u}}{\partial x} dy \quad (5.46)$$



(a)



(b)

Fig.25 a) Distribución de la producción de turbulencia en un resalto
b) Distribución del coeficiente de presión C_p en un resalto

expresión que indica la cantidad de energía extraída del flujo entrante que en cada sección transversal se convierte en energía turbulenta en la dirección vertical. Evidentemente K es una constante de proporcionalidad a determinar experimentalmente, y se espera sea menor que la unidad, ya que no toda la energía cedida por corriente principal dará lugar a movimientos verticales del fluido de trabajo.

Bajo la premisa anterior, el valor RMS de las fluctuaciones de presión es posible calcularlo a partir de la relación

$$(\overline{p'^2})^{1/2} = \frac{K\rho}{U_1} \int_0^h (\overline{u'v'}) \left(\frac{\partial \bar{u}}{\partial y} + \frac{\partial \bar{v}}{\partial x} \right) + (\overline{u'^2} - \overline{v'^2}) \frac{\partial \bar{u}}{\partial x} dy \quad (5.47)$$

con lo que se vislumbra la posibilidad de estimar la fuerza asociada a dicha variable. Para ello es necesario primero suponer al rollo como un resonador que excitado por el flujo principal, puede responder tanto con la frecuencia de la turbulencia como con la de sus oscilaciones libres. Además, se requiere aceptar que los cambios importantes de presión en el aspecto de frecuencias, por su bajo número de ciclos por segundo, pueden considerarse producidos por las oscilaciones libres del rollo, en cuyo caso su comportamiento puntual en el tiempo se puede representar por la ley senoidal siguiente

$$P_t = \frac{K\rho \text{ Sen } \omega t}{U_1} \int_0^h (\overline{u'v'}) \left(\frac{\partial \bar{u}}{\partial y} + \frac{\partial \bar{v}}{\partial x} \right) + (\overline{u'^2} - \overline{v'^2}) \frac{\partial \bar{u}}{\partial x} dy \quad (5.48)$$

donde ω , frecuencia natural angular de las oscilaciones libres del rollo.

Por lo tanto, de acuerdo con las suposiciones hechas, en cualquier elemento diferencial "a dx" del piso, la fluctuación de presión descrita por la ec.(5.48) ocasionara una fuerza diferencial "dP_t" evaluable mediante la ecuación

$$dP_t = \left(\frac{K\rho \text{ Sen } \omega t}{U_1} \int_0^h (\overline{u'v'}) \left(\frac{\partial \bar{u}}{\partial y} + \frac{\partial \bar{v}}{\partial x} \right) + (\overline{u'^2} - \overline{v'^2}) \frac{\partial \bar{u}}{\partial x} dy \right) a dx \quad (5.49)$$

en la cual "a", es el ancho del elemento de prueba.

Si ahora se toma en cuenta la buena correlación transversal de las variaciones de presión, entonces es factible estimar la fuerza asociada a las macropulsaciones de presión mediante la expresión

$$F_t = \frac{\rho K C_p}{U_1} \int_0^h \int_{x_1}^{x_2} (u'v' \left(\frac{\partial \bar{u}}{\partial y} + \frac{\partial \bar{v}}{\partial x} \right) + (u'^2 - v'^2) \frac{\partial \bar{u}}{\partial x}) \text{ Sen } \omega t \, dx \, dy \quad (5.50)$$

Como se puede apreciar de (5.50), el cálculo de la fuerza generada por las oscilaciones más grandes de presión, implicaría el conocimiento previo de todas las variables que caracterizan al campo de velocidades. Desafortunadamente, como ya se mencionó en su oportunidad, ello no es posible de lograr por las limitaciones inherentes a la teoría de la turbulencia, lo cual orilla al uso de resultados experimentales como único medio para avanzar hacia el logro del objetivo propuesto.

Por razones que se desconocen, la expresión que mejor reproduce la distribución del coeficiente de presión C_p' y de la P.T. es $Ax^B e^{Cx}$. En esta expresión "A", "B" y "C", son parámetros que dependen de las condiciones del escurrimiento y son función del número de Froude inicial " $U_1 / (gh_1)^{1/2}$ ", $x = x/h_1$ y $C < 0$.

Con el fin de ilustrar la elección precedente, en las tablas 5.1 y 5.2, se presentan los valores de "A", "B" y "C" del coeficiente de presión, obtenidos al variar el número de Froude inicial en el caso de resalto libre, ref.73, y la magnitud de esos parámetros para la producción de turbulencia en un salto desarrollado dentro de un conducto cerrado, ref.125.

El procedimiento seguido en el cálculo de los datos que se exhiben en las tablas antes referidas, y representadas gráficamente en las figs.26, consistió en determinar de los resultados experimentales la abscisa y el valor del punto máximo y de un punto de inflexión que parece presentar la curva medida, corriente abajo del primero de los nombrados. Con esa información y el uso de las propiedades de la expresión seleccionada, se logró la determinación de los parámetros mencionados.

Definido el procedimiento para determinar empíricamente el coeficiente C_p' , la fuerza que resulta de la fluctuación de presión simbolizada P por la ecuación (5.48), se puede escribir en función de la nueva representación inferida para esa variación con tan sólo sustituir en la ec.(5.50), con lo cual se obtiene

$$F_t = \frac{1}{2} U_{1a}^2 h_1 \text{Sen wt} \int_{X_2}^{X_1} A X^B e^{CX} dx \quad (5.51)$$

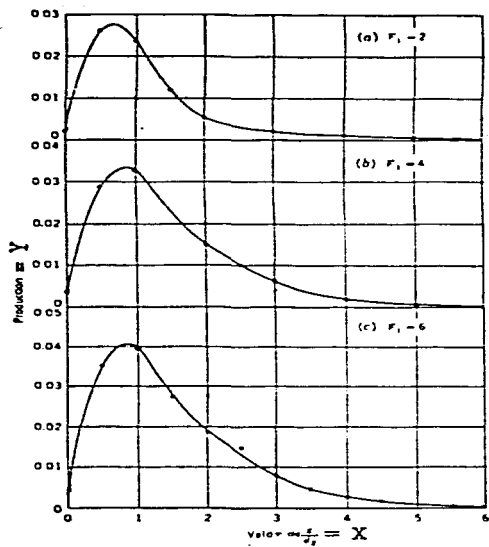
Como se puede apreciar de (5.50), para tener completamente definida la fuerza definida por las macropulsaciones de presión, se necesita conocer su frecuencia. Tal meta es posible alcanzarla con las

Tabla 5.1 Valores de "A", "B" y "C" para C_p

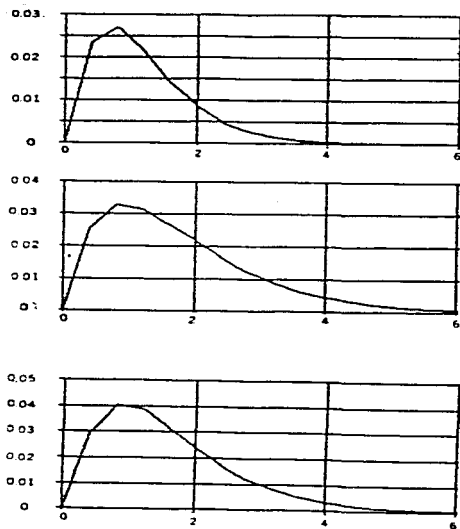
$F_r = 4.66$		$F_r = 5.7$		$F_r = 6.3$	
$X_{m\acute{a}x}$	8.000	$X_{m\acute{a}x}$	10.000	$X_{m\acute{a}x}$	8.500
$Y_{m\acute{a}x}$	0.065	$Y_{m\acute{a}x}$	0.070	$Y_{m\acute{a}x}$	0.071
$X_{i\text{nf}}$	15.000	$X_{i\text{nf}}$	18.000	$X_{i\text{nf}}$	18.000
A	0.015	A	0.009	A	0.029
B	1.310	B	1.563	B	0.800
C	-0.163	C	-0.156	C	-0.094

Tabla 5.2 Valores de "A", "B" y "C" para la P.T.

$F_r = 2.0$		$F_r = 4.0$		$F_r = 6.0$	
$X_{m\acute{a}x}$	0.676	$X_{m\acute{a}x}$	0.900	$X_{m\acute{a}x}$	0.900
$Y_{m\acute{a}x}$	0.028	$Y_{m\acute{a}x}$	0.033	$Y_{m\acute{a}x}$	0.041
$X_{i\text{nf}}$	1.260	$X_{i\text{nf}}$	1.800	$X_{i\text{nf}}$	1.700
A	0.179	A	0.099	A	0.166
B	1.350	B	1.000	B	1.265
C	-1.991	C	-1.110	C	-1.406



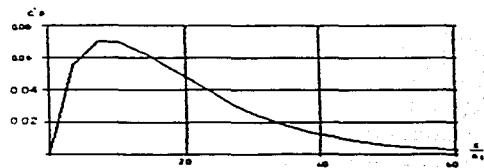
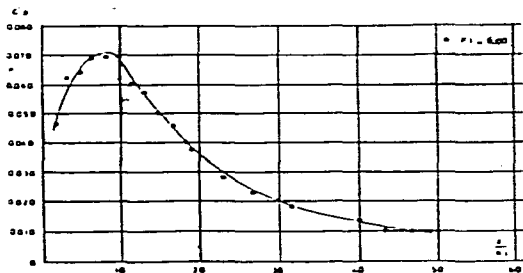
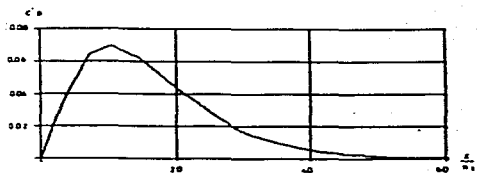
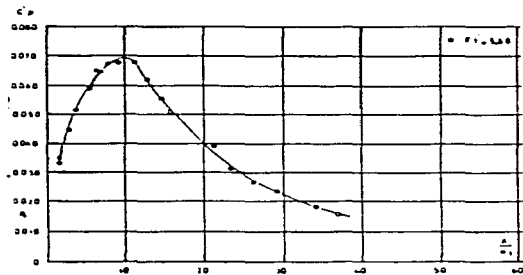
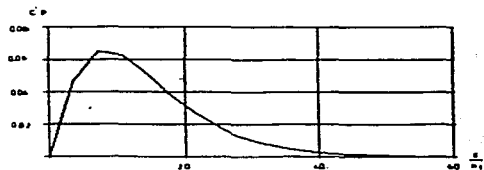
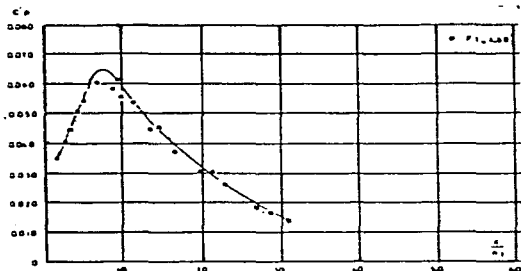
(i)



(ii)

Fig. 26(I) Distribución de la producción de turbulencia

(i) Medida
(ii) Calculada



(i)

(ii)

Fig.26(II) Distribución del coeficiente de presión
 (i) Medida
 (ii) Calculada

suposiciones realizadas para obtener la expresión anterior. En efecto, si las variaciones de presión más importantes provienen de las oscilaciones libres del rollo, el cumplimiento de la ecuación de continuidad implica que a cada oscilación positiva corresponda simultáneamente otra negativa. En consecuencia, si por simplicidad se admiten fluctuaciones de igual magnitud, pero de signo contrario, durante la ocurrencia de una sobrepresión de magnitud " y " y área hipotética " dA ", la gravedad debe generar una fuerza restauradora de valor $2 \rho g dA$, capaz de poner en movimiento una columna de agua de área " dA " y longitud " $2 h_r$ " siendo " h_r " el espesor del rollo. Por tanto, en condiciones de oscilación libre, despreciando fuerzas viscosas, y sumando fuerzas en la dirección vertical es factible escribir la siguiente ecuación

$$(2 h_r dA) \ddot{y} = -2 g y dA \quad (5.52)$$

que reagrupada se convierte en

$$\ddot{y} + \frac{g}{h_r} y = 0 \quad (5.53)$$

De la ec.(5.53), se infiere que la frecuencia natural angular de las oscilaciones libres del rollo se puede representar con la expresión

$$\omega = \left(\frac{g}{h_r} \right)^{1/2} \quad (5.54)$$

por lo que la frecuencia de las macropulsaciones de presión será estimable con la relación

$$f = \frac{1}{2} \left(\frac{g}{h_r} \right)^{1/2} \quad (5.55)$$

Para ponderar (5.55), es necesario calcular primero el espesor " h_r " del rollo, meta que de acuerdo con la literatura consultada es factible únicamente con salto libre, hecho que motivó la evaluación del modelo referido solamente para esa condición. Con tal fin se aplicó el método de la integral por bandas, como proceden McCorquodale y Narayanan, refs.38 y 93.

El procedimiento arriba citado consiste en transformar las ecuaciones de continuidad y cantidad de movimiento en un sistema de ecua-

ciones diferenciales ordinarias de primer orden, cuyo número dependerá del número de intervalos de integración seleccionados, en los extremos de los cuales se supone conocido el esfuerzo cortante. En esa forma, el problema no lineal en derivadas parciales se convierte en un problema de valores iniciales resoluble con el método de Runge-Kutta.

En este trabajo, a diferencia del McCorquodale, las integrales resultantes fueron evaluadas en forma exacta, invirtiéndose la matriz de coeficientes del sistema de ecuaciones diferenciales con el paquete para computadora personal denominado mu-Math. Por su parte el problema de valores iniciales se resolvió con el paquete para "PC" conocido con el nombre de SIN-NOM.

Determinado el tirante "h" del salto libre, la evaluación de "h_r" se consiguió restando a "h" la distancia al piso a la cual, según la ref.88, se presenta el cortante turbulento máximo, $Y = (h-z)/(8C)^{1/2}$, z, siendo "z" la distancia desde el fondo al punto donde ocurre la máxima velocidad del flujo principal y "C" una constante cuyo valor es 0.693.

Los resultados de aplicar el razonamiento expuesto para el cálculo de la frecuencia "f" de las macropulsaciones de presión se muestran en las tablas 5.3, y en ellas también se presentan los valores de la frecuencia "f_d" reportada por Lopardo como asociada a los cambios más significativos de presión, para números de Froude iniciales ($Fr = U_1/(g h_1)^{1/2}$), de 4.67 y 5.72.

Tabla 5.3.1 Valores de las frecuencias medida y calculada

$Fr = 4.67$, $Q = 102$ l/s, $q = 0.157$ m²/s, $H = 0.173$ m, $h_1 = 0.049$ m, $v_1 = 3.23$ m/s, $h_2 = 0.298$ m y $L_0 = 1.496$ m

x (m)	0.074	0.132	0.170	0.210	0.245	0.320	0.433	0.452	0.490	0.563	0.678	0.790
$X = \frac{x}{H}$	1.540	2.700	3.460	4.230	5.000	6.540	8.850	9.230	10.000	11.500	13.840	16.150
f _d (Hz)		3.030	3.030	3.230	3.030	3.030	3.030	2.570		2.570	2.570	2.170
H (m)	0.075	0.086	0.091	0.096	0.100	0.107	0.117	0.118	0.121	0.127	0.136	0.145
x (m)	0.027	0.031	0.033	0.036	0.038	0.043	0.049	0.051	0.053	0.057	0.065	0.072
Y (m)	0.047	0.054	0.058	0.061	0.064	0.070	0.078	0.079	0.082	0.087	0.095	0.103
h _r (m)	0.028	0.032	0.033	0.035	0.036	0.037	0.039	0.040	0.040	0.040	0.041	0.042
f _c (Hz)	2.980	2.790	2.740	2.660	2.630	2.590	2.520	2.490	2.490	2.490	2.460	2.430

Tabla 5.3.2 Valores de las frecuencias medida y calculada

$F_r=5.72$, $Q=64$ l/s, $q=0.098$ m²/s, $H=0.127$ m, $h_1=0.031$ m, $v_1=3.163$ m/s,
 $h_2=0.236$ m y $L_0=1.23$ m

x (m)	0.048	0.120	0.167	0.200	0.240	0.310	0.350	0.394	0.440	0.480	0.583
$X=\frac{x}{h_1}$	1.540	3.850	5.400	6.500	7.700	10.000	11.200	12.700	14.200	15.400	18.800
f_d (Hz)		5.200	4.800	3.700	3.700	3.163	3.061	3.061	2.958	2.753	2.550
h' (m)	0.052	0.062	0.066	0.069	0.072	0.076	0.078	0.081	0.083	0.085	0.091
z (m)	0.018	0.023	0.025	0.027	0.029	0.032	0.034	0.036	0.038	0.040	0.044
Y (m)	0.033	0.040	0.043	0.044	0.047	0.051	0.053	0.055	0.057	0.060	0.064
h_p (m)	0.0192	0.0226	0.0240	0.0243	0.0247	0.0252	0.0256	0.0258	0.026	0.027	0.030
f_c (Hz)	3.600	3.300	3.230	3.198	3.167	3.130	3.115	3.100	3.088	3.079	3.060

6. EVALUACION DE MODELOS Y CONSIDERACIONES DE DISEÑO

6.1 Evaluación de modelos

En el capítulo anterior se han presentado relaciones que permiten valuar ciertos aspectos que se han podido inferir durante el análisis del problema en estudio. Algunas de esas expresiones son factibles de comparar con los resultados que se reportan en la literatura sobre el tema o con los resultados obtenidos con la labor experimental de esta investigación. Por tal razón, enseguida se pretende efectuar dicha confrontación en los casos que ello sea viable, y así evaluar las hipótesis en que se sustentan.

El primer modelo que puede ser tratado según lo arriba expuesto es el referente a la velocidad de falla cuando la losa sobresale ligeramente del piso, y además está expuesta a la acción de un salto barrido. Para alcanzar la meta propuesta, se supondrá un desnivel de 0.005 m; también es necesario recordar que la losa ensayada era cuadrada de 0.2 m por lado, con un peso de 19.62 N (2 Kg) y estaba colocada a una distancia de 0.8 m del orificio de alimentación. De manera que si se sustituye dicha información en la ec.(5.10), se obtiene que la velocidad de la corriente externa a la cual se levantaría la losa es 1.37 m/s, valor que es muy próximo al 1.91 m/s medido (tabla 4.7) durante las pruebas con la primera losa. Sin embargo, conviene recordar que el modelo bajo análisis no incluye la fuerza de succión que se genera en la cara superior del espécimen de prueba, hecho que permite inferir un desnivel de menor tamaño, como el óptimo para realizar una mejor ponderación de la ecuación en estudio.

Otra relación que admite calibración es la deducida para calcular en forma aproximada la velocidad con la que se debe mover el fluido de la capa límite del flujo que escurre sobre una losa bien alineada con el piso, ec.(5.31). Para tal efecto, es necesario mencionar que la losa ensayada en esa condición era cuadrada, con un peso sumergido de aprox. 20.375 N y juntas delantera y trasera de 0.001 m de espesor, ubicadas a 0.8 m y 1.0 m del orificio de alimentación. En esta forma, si los datos anteriores se reemplazan en el modelo cuya evaluación se requiere, se encuentra una velocidad de falla de 3.69 m/s, valor que al ser comparado con el medido (3.31 m/s), resulta satisfactorio.

Por su parte la expresión (5.43), cuya meta es el cálculo de la fuerza de sustentación originada por la interacción del flujo principal con las juntas normales a él en condición de salto libre, es posible comprobarla siempre y cuando se acepten ciertas consideraciones.

Con ese fin es necesario calcular primero la velocidad del agua al salir del orificio de alimentación (U_1), objetivo alcanzable, según la ref.103, con la relación $U_1 = Q/\mu^2 h_1 b$, en la cual: b , ancho del canal; h_1 , abertura del orificio; Q , gasto y μ , coeficiente de gasto. De manera que si ahora en congruencia con lo antes dicho, se supone un coeficiente de gasto de 0.6, ref.103, y se calcula U_1 para el gasto de falla con profundidades de tanque de 20 cm y 25 cm ($Q = 89.92$ lts/s y 93.98 lts/s, respectivamente), se obtiene que con un orificio como el utilizado ($b = 0.8$ m y $h_1 = 0.035$ m), la velocidad del agua al salir de él es de 5.3 m/s y 5.6 m/s.

El siguiente paso en el procedimiento de cálculo es determinar los valores de c, m, c' y m' , obstáculo factible de salvar con el auxilio del trabajo experimental de Rajaratnam, ref.109. Efectivamente, de los datos obtenidos por el investigador antes citado se infiere que para tanque con profundidad de 20 cm, $c=0.75$, $m=0.035$, $c'=1.21$ y $m'=0.022$, en tanto que para tanque de 25 cm de profundidad, $c=0.8$, $m=0.085$, $c'=1.23$ y $m'=0.023$. Así que si se sustituye los datos necesarios para evaluar la ec.(5.43), se encuentra que en las condiciones consideradas, por la acción del flujo principal sobre las juntas normales se deben producir fuerzas verticales hacia arriba de 6.7 N y 7.1 N. Estos valores están en el orden de magnitud del peso de la losa, motivo por el cual resultan congruentes con la escala de fuerzas involucrada en el problema.

Después de haber evaluado el modelo asociado a la fuerza de sustentación provocada por la corriente en contacto con la losa, para completar el estudio de su levantamiento cuando está bien alineada con el piso y expuesta a la acción del resalto, se requiere examinar la ec.(5.51), que toma en cuenta el efecto de los cambios de nivel del agua en la desestabilización del espécimen de prueba. Como con las condiciones de falla ensayadas (20 cm y 25 cm de profundidad de tanque) se carece de información, por la similitud en el comportamiento del coeficiente de presión en salto libre y salto ahogado, además de considerar el hecho de que en las dos condiciones citadas el ahogamiento era mínimo, se tomó la decisión de evaluar el modelo bajo análisis con la información que para resalto libre reporta Lopez, ref.78. Así, si en (5.51) se sustituyen los valores de la velocidad al pie del resalto (U_1) y del conjugado menor para los números de Froude indicados en las tablas 5.3.1 y 5.3.2, y las integrales se calculan numéricamente tomando en cuenta que los valores de sus parámetros se muestran en la tabla 5.1, y que la losa ensayada medía 0.2 m por lado, se encuentra que las pulsaciones de gran escala producirían fuerzas de 7.57 N y 6.17 N, respectivamente. Como se puede apreciar, éstas fuerzas también caerían en el rango de las fuerzas involucradas en el problema.

La última expresión permisible de evaluar, es la propuesta para la estimación de la frecuencia de los cambios mas importantes que se registran en el espectro de frecuencias de dichas fluctuaciones. Para ello es suficiente comparar las filas 3 y 8 de las 5.3, en las que se pueden apreciar que los valores calculados se alejan de los medidos a medida que aumenta el número de Froude inicial, como consecuencia de la reducción del conjugado menor. Tal hecho puede ser causado por el mayor contenido de aire que implica el crecimiento de dicho número, hecho que debe implicar la corrección del espesor del rollo, sobre todo en el tramo inicial del resalto donde la formación de agua blanca es bastante notoria. El efecto neto de la corrección propuesta tiene que traducirse en un aumento de la frecuencia, puesto que ella implicaría una reducción del espesor del rollo.

6.2 Consideraciones de diseño

Como se ha podido apreciar del examen realizado en el inciso anterior, los resultados alcanzados con las relaciones producto del razonamiento seguido a lo largo de esta tesis presentan una correlación aceptable con las mediciones realizadas en la fase experimental o con la reportada en la literatura. No obstante, por las limitaciones en las que se sustentan, todavía no es el momento de emitir juicios definitivos, puesto que en opinión del autor de esta tesis, falta más trabajo experimental a fin de realizar una ponderación más rigurosa de las mismas. Sin embargo, a pesar de ello es factible poner a consideración algunas ideas a fin de mejorar la estabilidad del revestimiento del fondo de un tanque amortiguador o de cualquier estructura en situación similar a la aquí estudiada.

La primera sugerencia en la dirección arriba expuesta está encaminada a evitar que las juntas sean potenciales resonadores y convertidores de energía cinética en energía de presión. No cabe duda que para evitar esos posibles efectos es necesario sellar bien las separaciones entre losas y además planificar un adecuado mantenimiento a fin de evitar su deterioro. Esta idea conduce a un estudio serio del material elegido y a una revisión periódica de su estado.

Asociado a la idea precedente está el cuidadoso alineamiento de los diversos bloques que constituyen el revestimiento, situación difícil de evitar, pero factible de minimizar. Ello conduce a un mejor control del proceso constructivo, responsabilidad directa del constructor, pero también compromiso indirecto del diseñador, por conocer la magnitud de las fuerzas que se pueden producir a consecuencia de las grandes velocidades que alcanza el flujo en la proximidad de la frontera inferior.

Como una primera aproximación, las fuerzas que resultan de la inter

acción del flujo con la estructura se pueden estimar con los modos — los que para el efecto se han presentado en capítulo 5, teniendo muy en cuenta las limitaciones de los mismos.

Del estado de esfuerzos actuando en el espécimen de pruebas se puede inferir que el sistema de sujeción elegido tiene que diseñarse tomando en cuenta que el mecanismo de falla es por volteo. Por tanto, esa situación conduce a la formación, mediante el anclaje, de un momento que se contraponga al que causa la inestabilidad del revestimiento. En particular, si el sistema de sujeción es mediante varillas ancladas a la roca, ellas tendrán que distribuirse de manera tal que el momento por ellas generado sea máximo.

7. CONCLUSIONES

Durante el proceso que condujo a la elaboración de este trabajo, se buscó comprender las causas que provocan el levantamiento de una losa que constituye el revestimiento de parte del piso de un tanque amortiguador experimental. Se perseguía en esa forma obtener información con el fin de aumentar la estabilidad del recubrimiento del fondo en un prototipo.

Los resultados de la labor realizada permiten concluir lo siguiente:

- 1) Cuando el revestimiento está expuesto a un flujo rápido (salto barrido), es posible que el levantamiento ocurra por la acción conjunta de la fuerza de sustentación permanente que produce la conversión de energía cinética en presión en las juntas transversales y una fuerza fluctuante que puede tener lugar en ellas como consecuencia de que son potenciales resonadores excitados por la corriente exterior. La fuerza resultante de este efecto combinado, por depender de la velocidad, a partir de cierta condición del gasto supera al peso de la losa, provocando con ello su rotación y posterior rotación por el escurrimiento.
- 2) Con salto hidráulico, además de la fuerzas citadas en el inciso anterior, la losa recibe el efecto de los cambios de nivel que experimenta la superficie libre del resalto que ocasiona la turbulencia.
- 3) Como una primera aproximación las fuerzas antes citadas se pueden estimar con los modelos propuestos en el numeral 5^{to} de este trabajo
- 4) Se necesita mayor información experimental de los esfuerzos turbulentos con el fin de estar en posibilidad de evaluar correctamente la expresión propuesta para el coeficiente de presión C_p . Dicha labor permitiría tener una mejor idea del comportamiento de los coeficientes de la forma empírica inferida para C_p .
- 5) Las losas más susceptibles de levantarse son las de las primeras hileras transversales al flujo, precisamente por ser la zona donde se alcanzan las máximas velocidades del agua y también las variaciones más importantes de presión en la frontera inferior del resalto. Por tal motivo, el diseño del sistema de sujeción debe tomar en consideración ese comportamiento de las variables directamente ligadas a las fuerzas que supuestamente producirían el levantamiento.
- 6) Resulta interesante extender a un conjunto de losas el procedi-

miento experimental usado, dado que esto permitiría un estudio más próximo de lo que verdaderamente ocurre en el prototipo.

7) Con el fin de aumentar la estabilidad del revestimiento se sugiere lo siguiente:

a) Minimizar en lo posible los desniveles entre losas, difíciles de evitar, pero que conviene inhibir en la medida de lo posible.

b) Sellar las juntas con un material que garantice su impermeabilidad y vigilar periódicamente su estado.

c) Diseñar el anclaje de manera que trabaje en contra del momento generado por las fuerzas desestabilizadoras.

RECONOCIMIENTOS

Mi mayor agradecimiento a la UNIVERSIDAD NACIONAL AUTONOMA DE MEXICO, por haberme formado y permitido superarme.

REFERENCIAS

1. ABDUL KHADER, M.H. and ELANGO, K., "Turbulent Pressure Field beneath a Hydraulic Jump", Journal of Hydraulic Research, Vol.12, No.4, 1974, pp.469-487.
2. AKBARI, M., MITAL, M. and PANDE., "Pressure Fluctuations on the Floor of Free and Forced Hydraulic Jump", Proceedings International Conference Modelling Civil Engineering Structures, Coventry, England, 1982, pp.87-96.
3. AKI, S., Dynamic Characteristics of the Force Acting on the Spillway Chute", Proceedings 12th IAHR Congress, Paper B19, Vol.2, 1967, pp.163-170.
4. AKI, S., "Field Measurements of Velocity and Pressure on Spillway Chute", Proceeding 13th IAHR Congress. Paper 2-16, Vol.5-1, 1969, pp.167-172.
5. AKSOY, S., "Measurements Methods of Macroturbulence", Proceedings 12 th IAHR Congress, Paper B30, Vol.2, 1967, pp.256-263.
6. AMERICAN CONCRETE INSTITUTE, "Recommendations for construction of Concrete Pavements and Concrete Bases", 1982.
7. ASTRAKHANTSEV, V.I. and KALENOV, V.P., "Deterioration of Apron and Tailrace Canal Portions of the Irkutsk Hydroelectric Plant", Hydrotechnical Construction, No.8, August, 1969, pp.746-748.
8. BAKHMETEFF, B.A. and MATZKE, A.E., "The Hydraulic Jump in Terms of Dynamic Similarity", Transaction of the ASCE, Vol. 101, Paper No. 1935, 1936, pp.630-680.
9. BAUMEISTER, K.J. and RICE, J.E., "Visual Study of the Effect of Grazing Flow on the Oscillatory Flow in Resonance Orifice", NASA, Report No. TM X-3288.
10. BETTS, P.L., "Self-Induced Oscillations in an Open Water-Channel with Slotted Wall", Journal of Fluid Mechanics, Vol. 55, Part 3, 1972, pp.401-417.
11. BILANIN, A.J. and COVERT, E.E., "Estimation of Possible Excitation Frequencies for Shallow Rectangular Cavities", Journal of the AIAA, Vol.11, No.3, March, 1973, pp.347-351.
12. BLAISDELL, F.W., "Development and Design of Saint Anthony Falls Stilling Basin", Transactions of the ASCE, Vol.113, 1948, pp.483-520.
13. BLEVINS, R.D., "Flow-Induced Vibrations", Van Nostrand Reinhold Co., 1977.
14. BOWERS, C.E. and TSAI, F.Y., "Fluctuating Pressures in Spillway Basins", Journal of the Hydraulics Division, Proceedings of the ASCE, Vol.89, No.HY1, Paper 3404, January, 1963, pp. 139-162.

15. BRADLEY, J.N. and PETARKA, A.J., "The Hydraulic Design of Stilling Basin", Journal of the Hydraulic Division, Proceedings of the ASCE, Vol.38, No. HY5, October, 1957.
16. BRANDEIS, J., "Flow Separation in Shear-Layer-Driven Cavities", Journal of the AIAA, Vol.20, July, 1982, pp.908-914.
17. BROONSHTEIN, I. y SEMENDIAEV, K., "Manual de Matemáticas para Ingenieros y Estudiantes", Mir, Moscú, 1977.
18. BUKHANOV, V.V., GVAZAVA, G.N. and MOSHROV, L.V., "Stability Criteria for Rigid Protection Slabs below Hydraulic Structure Spillway, Proceedings of IAHR.
19. BUREAU OF RECLAMATION, U.S., "Design of Small Dams", Washington, 1974, pp.445-446.
20. CAMPBELL, F.B., "Vibration Problems in Hydraulic Structures", Proceedings of the ASCE, Journal of the Hydraulics Division, Vol.87, No. HY2, March, 1961.
21. CEBECI, T. and BRADSHAW, P., "Momentum Transfer in Boundary Layers", Mc Graw Hill, New York.
22. CEBECI, T. and SMITH, A.M., "Analysis of Turbulent Boundary Layers", Academic Press, New York, 1974.
23. CERVANTES DE TORTARI, J.G. and GOLDSCHMIDT, V.W., "The Apparent Flapping Motion of Turbulent Plane Jet—Further Experimental Results", Journal of Fluids Engineering, Transactions of the ASME, March, 1981, Vol.103, pp.119-126.
24. COXON, R.E., "Control of Flows at Kainji Dam", Proceedings ICOLD, Neuvième Congrès des Grands Barrages, Istanbul, 1967, pp.145-168.
25. CRIGHTON, D.G., "Acoustics as Branch of Fluid Mechanics", Journal of Fluid Mechanics, Vol.106, 1981, pp.261-298.
26. CHANDRASEKHARA, N.V. and BRANDYOPASHYAY, P., "Mean and Turbulence Characteristics of Three-Dimensional Wall Jets", Journal of Fluid Mechanics, Vol.71, part 3, 1975, pp.541-562.
27. CHANDRASEKHARAN, A.R., SAINI, S.S. and MALHOTRA, M.M., "Virtual Mass of Submerged Structures", Journal of Hydraulics Division, Proceedings of the ASCE, 1972, No. HY5, pp.887.
28. CHARWAT, A.F. and WALKER, B.E., "The Velocity Perturbations Above the Crifice of an Acoustically Excited Cavity in Grazing Flow", Journal of Fluid Mechanics, Vol.128, 1983, pp.413-426.
29. DAVIS AND SORENSEN, "Handbook of Applied Hydraulics", MC Graw-Hill, 1969.
30. DEL CAMPO, A., TRINCADO, J. and Rosello, J.G., "Some Problems in Operation of San Esteban Spillway", Proceeding ICOLD, Neuvième Congrès des Grands CHOW, V.T., "Open Channel Hydraulics", Mc Graw-Hill, New York, 1959.
31. DEL RISCO M., E., "Investigación Experimental de la Falla

- de Losas de Revestimiento de Tanques Amortiguadores", Tesis presentada a la Facultad de Ingeniería de la UNAM para obtener el grado de M. en I., 1983.
32. DINKELACKER, A., HENSEL, M., MEIR, G.E. and SCHURE, G., "Investigation of Pressure Fluctuations Beneath a Turbulent Boundary Layer by Means of an Optical Method", Physics of Fluid, Vol.20, No.10, Pt.11, October, 1977.
 33. ELEVATORSKI, E.A., "Hydraulic Energy Dissipators", Mc Graw-Hill, Nueva York, 1959.
 34. ELGHAMRY, O.A., "Hydrodynamic Waveglit Forces on Horizontal Slabs", Proceeding of the IAHR, Vol.2., 1971, pp.125-132.
 35. EMMERLING, R., "The Instantaneous Structure of Wall Pressure Under a Turbulent Boundary Layer Flow", Max-Planck-Institut für Strömungsforschung, Göttingen, 1973.
 36. EMMETT, W.V. and Wallace, J.R., "Errors in Piezometric Measurements", Journal of the Hydraulics Division, Proceedings of the ASCE, Vol.90, No.HY6, November, 1966, pp.46-61.
 37. ESKINAZI, S. and YRKA, V., "Mixing of a Turbulent Wall-Jet into a Free-Stream", Transactions of ASCE, Vol.128, Part I, 1963, pp.1055-1073.
 38. ETHEMBAOGLU, S., "Some Characteristics of Unstable Flow Past Slots", Journal of the Hydraulics Division, Proceedings of the ASCE, Vol.104, No.HY5, May, 1978, pp.649-666.
 39. FINAISH, P., FREYMUH, P. and BANK, W., "Starting Flow over Spoilers, Double Steps and Cavities", Journal of Fluid Mechanics, Vol.168, 1986, pp.383-392.
 40. GARDNER, S., "Surface Pressure Fluctuations Produced by Boundary Layer Turbulence", Journal of Acoustic, Vol.19, No.2, 1966.
 41. GOLZE, A.R., "Handbook of Dam Engineering", Van Nostran Reinhold Co., 1977.
 42. GOSMAN, A.D., FUN, W.M., RUCHAL, A.K., SPALDING, D.B. and WOLFSHTEIN, V., "Heat and Mass Transfer in Recirculating Flow", Academic Press, 1969.
 43. GOVINDA, RAO, N.S., and RAJARAMNAM, N., "The submerged Hydraulic Jump", Journal of the Hydraulic Division, ASCE, Vol.89, No.HY1, Jan., 1963, pp.139-162.
 44. GROUPE DE TRAVAIL DU COMITÉ FRANÇAIS DES GRANDS BARRAGES, "Methodes de Dérivation Pendant la Constuction", Proceedings Onzième Congrès de Grands Barrages, Madrid, 1977, pp.565-590.
 45. GUNKO, F.G. and VEDENEV, B.S., "Macroturbulence of Flow Below Spillway Medium Head Dams and Their Protection Against Undermining", Proceeding 12th IAHR Congress, Vol.2, Septem-

- ber, 1967, pp.135-143.
46. HARTUN, F. and HAUSLER, E., "Scours, Stilling Basins and Protection Under Free Overfall Jet and Dams", 11th ICOLD Congress, Q.41, R.3, 11, Madrid, 1973, pp.39-56.
 47. HAUGEN, R.L. and DHANK, A.M., "Momentum Transfer in Turbulent Separated Flow Past a Rectangular Cavity", Journal of Applied Mechanics, Transactions of the ASME, September, 1966, pp.641-646.
 48. HEADLAD, H., "Progress Report on Hydrodynamic Forces and Responses in Hydraulic Equipment for Large Dams and Other Structures", Proceedings 12th IAHR Congress, 1965, Vol.5 pp.601-607.
 49. HINZE, J.O., "Turbulence", Mc Graw-Hill, New York, 1975.
 50. HO, C.M., and NOSSEIR, N.S. (1981), "Dynamics of an Impinging Jet. Part I. The Feedback Phenomenon", J. Fluid Mech., Vol. 105, pp.119-142.
 51. HOWE, M.S., "The Influence of Mean Shear on Unsteady Aperture Flow, with Application to Acoustical Diffraction and Self-Sustained Cavity Oscillations", Journal of Fluid Mechanics, Vol.109, 1981, pp.125-146.
 52. HSU, C.C., "Some Remarks on the Progress of Cavity Flow Studies", Journal of Fluids Engineering, Transactions of the ASME, December, 1975, pp. 439-452.
 53. HUGHES, W.C. and FLACK, J.E., "Hydraulic Jump Properties Over a Rough Bed", Journal of Hydraulic Engineering, Vol. 110, No. 12, Dec. 1984, pp. 1755-1771.
 54. HUVAL, C.J. and NEILSON, F.M., "Fluctuating Pressure in Sillway Stilling Basins", Journal of the Hydraulics Division, Proceedings of the ASCE, August, 1970, pp.1754-1758.
 55. IRWIN, H.P.A., "Measurements in a Self-Preserving Plane Wall", Journal of Fluid Mechanics, Vol.61, Part 1, 1973, pp.33-63.
 56. JABARA, M.A., and LETAS, J., "Selection of Spillway Plunge and Stilling Basins for Earth and Concrete Dams", Proceeding 11th ICOLD Congress, Madrid, 1973, Q.1, R.17, pp.269-287.
 57. JARAMILLO T., W., "On the Design of Forced Spatial Hydraulic Jump Energy Dissipator", Proceeding 18th IAHR Congress, 1979, Vol.4, Subj.C, Paper C.A.7, pp.63-62.
 58. KARADOGAN, H. and ROCKWELL, D.D., "Toward Attenuation of Self-Sustained Oscillations of a Turbulent Jet Through a Cavity", Journal of Fluids Engineering, Transactions of the ASME, Vol.103, September, 1983, pp.335-340.
 59. KHALTURINA, N.V., "Turbulence and Dynamic Forces Acting at the Bottom Lining Downstream of Power Plant Combined with

- Spillway", Proceedings 12th IAHR Congress, 1967, Paper B. 40, Vol. 2, pp. 340-348.
60. KING, D.L., "Analysis of Random Pressure Fluctuations in Stilling Basins", Proceedings 12th IAHR Congress, Vol. 2, September, 1967, pp. 210-217.
 61. KINORI, B.Z., "Manual of Surface Drainage Engineering", Vol. 1, Elsevier Publishing Company, 1970, pp. 153-160.
 62. KRUKA, V. and ESKINAZI S., "The Wall-Jet in a Moving Stream", Journal of Fluid Mechanics, Vol. 20, Part 4, 1964, pp. 555-579.
 63. LAWSON, J.D. and PHILLIPS, R.C., "Circular Hydraulic Jump", Journal of Hydraulic Engineering, Vol. 109, No. 4 Apr., 1983, pp. 505-518.
 64. LESLEIGHTER, E.J., Discussion of paper "Fluctuating Pressure in Spillway Stilling Basins", Journal of the Hydraulics Division, Proceedings of the ASCE, Vol. , No. HY6, June, 1970, pp. 1369-1370.
 65. LEUTHEUSSER, H. and KARHA, V., "Effects of Inflow Condition on Hydraulic Jump, Journal of the Hydraulics Division, Proceedings of the ASCE, Vol. 98, No. HY6, pp. 1367-1385.
 66. LEVI, E., "Turbulent Processes in Natural Stream (Instituto de Ingenieria UNAM, 1979) E-39.
 67. LEVI, E., "On the Quasi-Periodical Production of Vortices Behind Weirs", Proceedings 18th Congress IAHR, Cagliari, Italy, September, 1979, Vol. 3, pp. 11-27.
 68. LEVI, E., "Periodicidad de Estructuras Vorticosas", Memorias del 9o. Congreso Latinoamericano de Hidráulica, Mérida, Venezuela, Vol. 1, 1980, pág. 143-151.
 69. LEVI, E., "Nuevas Consideraciones sobre Periodicidad de Estructuras Vorticosas", Memorias del 9o. Congreso Latinoamericano de Hidráulica, Mérida, Venezuela, Vol. 2, 1980, pp. 126-137.
 70. LEVI, E., "Un modelo determinístico para un flujo turbulento", Memorias del VI Congreso de la Academia Nacional de Ingeniería, México, 1980, pp. 114-118.
 71. LEVI, E., "An Oscillatory Approach to Turbulence", Unsteady Turbulent Shear Flows, R. Michel, J. Coustaix y R. Houdiville (Springer, Berlin, 1981) pp. 348-358).
 72. LEVI, E., "Acción Hidrodinámica de la Corriente sobre Revestimientos de Tanques Amortiguadores", Informe Interno, Instituto de Ingeniería, UNAM, 1981.
 73. LEVI, E., "A Universal Strouhal Law", Journal of the Engineering Mechanics Division, Proceedings of the ASCE, Vol. 109, No. 3, June, 1983, pp. 718-726.
 74. LEVI, E., "An Oscillatory Model for Wall-Bounded Turbulence",

- Journal of the Engineering Mechanic Division, Proceedings of the ASCE, Vol. 109, No. 3, June, 1983, pp. 728-740.
75. LEVI, E., "Oscilaciones Provocadas por Corrientes Fluidas", Rev. Ciencia, Vol. 34, 1983, pp. 127-140.
 76. LEVI, E. y DEL RISCO M., E., "A search for the Cause of High-Speed-Channel Revatment Failure ". For publicarse en Proceedings of the ASCE.
 77. LEVI, E. y MAZA, J. A., "Estudios sobre la Flotación de Losas en Tanques Amortiguadores", Memorias 2o. Congreso Nacional de Hidráulica, Culliacán, 1972, pp. 147
 78. LOPARDO, R. A., "Metodología de Estimación de Presiones Instantáneas en Cuencos Amortiguadores", Anales de la Universidad de Chile, Estudios en Honor de Francisco Javier Domínguez Solar, 5a. Serie, No. 8, 1985, pp. 437-455.
 79. LOPARDO, R. A., ANGELACCIO, C. M. y CHIVIDINI, M. F., "Un aspecto del Fenómeno de Separación en Escurrimientos Macroturbulentos", Memorias del XI Congreso Latinoamericano de Hidráulica, Buenos Aires, Argentina, 1984, Vol. I, pp. 47-58.
 80. LOPARDO R., DE LIO, J. and VERNET, G., "Physical Modelling on Cavitation Tendency for Macroturbulence of Hydraulic Jump", Proceeding International Conference Hydraulic Modelling Civil Engineering Structures, Coventry, England, 1982, pp. 109-121.
 81. LOPARDO, R. y HENNING, R. E., "Temas Prácticos de la Medición y Análisis de Presiones Instantáneas en Laboratorio", Memorias del XI Congreso Latinoamericano de Hidráulica, Buenos Aires, Argentina, 1984, Vol. 1, pp. 375-386.
 82. LOPARDO, R. A. and HENNING, R. E., "Experimental Advances on Pressure Fluctuations Beneath Hydraulic Jump", 21 st. Congress IAHR, Melbourne Australia, August, 1985, pp. 634-638.
 83. LOPARDO, R. A. y SOLARI, H. G., "Fluctuaciones de Presión en Resalto Hidráulico Libre", Memorias del IX Congreso Latinoamericano de Hidráulica, Mérida, Venezuela, 1980, Vol. 1, pp. 69-78.
 84. LOPARDO, R. A., VERNET, G. F. y HENNING, R. E., "Correlación de Presiones Instantáneas Inducidas por un Resalto Hidráulico Libre y Estable", Memorias del XI Congreso Latinoamericano de Hidráulica, Buenos Aires, Argentina, Vol. I, pp. 23-34.
 85. LYAKHER, V. M., SKLADNEV, M. F. and SHEININ, J. S., "Investigations in the Field of Dynamic Flow Resistance of Hydraulic Structure", Hydrotechnical Construction, August, 1971, pp. 715-725.
 86. LYAKHER, V. M. and DZUGAEV, I., "The Impact of the Jet on the Obstacle", Proceedings 14th Congress IAHR, Paris, 1971.
 87. MARTIN, W. W., NAUDASCHER, E. and PADMANABHAN, M., "Fluid-Dyna-

- mic Excitation Involving Flow Instability", Journal of the Hydraulics Division, Proceedings of the ASCE, Vol.101, No. HY6, June, 1975, pp. 681-698.
88. McCORQUODALE, J.A. and ABDELKAWI KHALIFA, "Internal Flow in Hydraulic Jump", Journal of the Hydraulics Division, Proceedings of the ASCE, Vol.109, No.5, May, 1983, pp.684-701.
 89. MICHALKE, A., "On Spatially Growing Disturbances in an Inviscid Shear Layer", Journal of Fluid Mechanics, Vol.23, Part 3, 1965, pp.521-544.
 90. MICHALKE, A., "A note on Spatially Growing Three-Dimensional Disturbances in a Free Shear Layer", Journal of Fluid Mechanics, Vol.38, Part 4, 1969, pp.765-767.
 91. MIKSAD, R.W., "Experiments on the Nonlinear Stages of Free-Shear-Layer Transition", Journal of Fluid Mechanics, Vol.56, Part 4, 1972, pp.695-719.
 92. NARASIMHAN, S. and BHARGAVA, V.P., "Pressure Fluctuations in Submerge Jump", Journal of the Hydraulic Division, Proceedings of the ASCE, Vol.102, No.HY3, March, 1976, pp. 339-350.
 93. NARAYANAN, R., "Wall Jet Analogy to Hydraulic Jump", Journal of the Hydraulic Division, Proceedings of the ASCE, Vol. 101, No.HY3, March, 1975, pp.347-355.
 94. NARAYANAN, R., "Pressure Fluctuations Beneath Submerged Jump", Journal of the Hydraulics Division, Proceedings of the ASCE, Vol.104, No.HY9, September, 1978, pp.1331-1342.
 95. NARAYANAN, R. and ASCHIZAG, L.S., "Force on Sill of Forced Jump", Journal of Hydraulics Division, ASCE, Vol.106, No.HY7, July, 1960, pp.1159-1172.
 96. NAUDASCHER, E., "On the Role of Eddies in Flow-Induced Vibrations", Proceedings IARR Congress, ICNDON, 1963, pp.61-72.
 97. NAUDASCHER, E., "From Flow Instability to Flow-Induced Excitation", Journal of the Hydraulics Division, Proceedings of the ASCE, Vol.93, No.HY4, July, 1967, pp.15-40.
 98. NAUDASCHER, E., "Engineering for Structures Subject to Flow-Induced Forces and Vibrations",
 99. NELSON, P.A., HALLIWELL, N.A. and DOAK, P.E., "Fluid Dynamics of a Flow Excited Resonance, Parte I: Experiment", Journal of Sound and Vibration, Vol.78, Part 1, 1981, pp.15-38.
 100. NELSON, P.A., HALLIWELL, N.A. and DOAK, P.E., "Fluid Dynamic of a Flow Excited Resonance, Part II: Flow Acoustic Interaction", Journal of Sound and Vibration, Vol.91, Part 3, 1983, pp.375-402.
 101. PALTA, B.R. and AGGARWALA, S.K., "Operation and Maintenance of Shakra Dams Spillway", Proceedings ICOLD, Neuvième Congrès des Grands Barrages, Istamboul, 1967, pp.745-755.

102. NOUTSOPOULOS, G. and DEMETRIOU, J., Discussion of "INTERNAL FLOW IN HYDRAULIC JUMP", Journal of Hydraulic Engineering, Proceeding of the ASCE, Vol. 110, No. 9, Sep. 1984, pp. 1508-1509.
103. PASHKOW, N. N. y DOLQACHEV, F. M., "Hidráulica y Máquinas Hidráulicas", Mir, Moscú, 1985.
104. PERALTA, A. J. y DEL RISCO M., E. B., "Estudio de los Vórtices que se Forman Periódicamente Tras una Pared Vertedora", Tesis presentada a la Facultad de Ingeniería de la UNAM para obtener el título de Ingeniero Mecánico Electricista, 1981.
105. PETARKA, A. J., "Hydraulic Design of Stillig Basins and Dissipators", USBR, Engineering Monograph, Vol. 25, 1983.
106. PROSANTO, A. D., FIGUEROA, C. and LHEZ, H., "Spillway Design Criterias of the Quebrada of Ullum Reservoir: San Juan River", Proceedings of 11th ICOLD Congress, Madrid, 1973, Q. 41, R. 48, pp. 871-884.
107. RAHMAN, M. A., "Damage at Karnafuli Dam Spillway", Journal of the Hydraulics Division, Proceedings of the ASCE, Paper No. 9452, Vol. 98, No. HY12, December, 1972, pp. 2155-2170.
108. RAJARATNAM, N., "The Forced Hydraulic Jump", Water Power, January, 1964, pp. 14-19, February 1964, pp. 61-65.
109. RAJARATNAM, N., "Submerged Hydraulic Jump", Journal of the Hydraulics Division, Proceeding of the ASCE, Vol. 91, No. HY4, July, 1965, pp. 71-96.
110. RAJARATNAM, N., "The Hydraulic Jump as a Wall Jet", Journal of the Hydraulics Division, Proceedings of the ASCE, Vol. 91, No. HY5, September, 1965, pp. 107-132.
111. RAJARATNAM, N., "Profile of the Hydraulic Jump", Journal of the Hydraulics Division, Proceedings of the ASCE, Vol. 94, No. HY3, May, 1968, pp. 663-673.
112. RAJARATNAM, N., and ORTIZ, N. V., "Hydraulic Jumps and Wave at Abrupt Drops", Journal of the Hydraulics Division, ASCE, Vol. 103, No. HY4, 1977, pp. 381-394.
113. RAJARATNAM, N., and SUBRAMANYA, K., "Profile of the Hydraulic Jump", Journal of the Hydraulics Division, ASCE, Vol. 94, No. HY3, May, 1968, pp. 663-673.
114. RAMAPRIAN, B. R., "Turbulence Measurements in an Equilibrium Axisymmetric Wall Jet", Journal of Fluid Mechanics, Vol. 71, Part 2, 1975, pp. 317-338.
115. RAZVAN, E., "Resultats de Létude du Mouvement Macroturbulent en Aval du Ressaut Hydraulique", Proceeds. 12th IAHR Congress, Vol. 2, 1967, pp. 26-35.
116. RESCH, F. J. et LEUTHEUSSER, H. J., "Mesures de Turbulence dans le Ressaut Hydraulique", La Hoville Blanche, No. 1, 1971.
117. RESCH, F. J. et LEUTHEUSSER, H. J., "Mesures des Tensions de Reynolds dans le Ressaut Hydraulique", Journal of Hydraulics

- lic Research, Vol.10, No.4, 1972, pp.409-428.
118. RESCH, F., LEUTHEUSSER, H., and ALEMU, S., "Bubbly Two-Phase Flow in Hydraulic Jump", Journal of the Hydraulics Division, ASCE, Vol.100, No.HYL, Jan., 1974, pp.137-150.
 119. REYNOLDS, A.J., "Turbulent Flow in Engineering", Wiley, London, 1974.
 120. ROCKWELL, D., "Prediction of Oscillation Frequencies for Unstable Flow Past Cavities", Journal of Fluid Engineering, Transactions of the ASME, June, 1977, pp.294-299.
 121. ROCKWELL, D. and KNISELY, CH., "Unsteady Features of Flow Past a Cavity", Journal of the Hydraulics Division, Proceedings of the ASCE, Vol.105, No.HY8, August, 1979, pp.969-979.
 122. ROCKWELL, D.O. and NAUDASCHER, E., "Review-Self-Sustained Oscillations of Flow Cavities", Journal of Fluid Engineering, Transactions of the ASME, Vol.100, 1978.
 123. RONNERGERGER, D., "The Dynamics of Shearing Flow over a Cavity-A Visual Study Related to the Acoustic Impedance of Small Orifice", Journal of Sound and Vibration
 124. ROSHKO, A., "Structure of Turbulent Shear Flow: A New Look", Journal of the AIAA, Vol.14, No.10, October, 1976, pp.1349-1357.
 125. ROUSE, H., SIAO, T.T. and NAGARATNAM, S., "Turbulence Characteristics of the Hydraulic Jump", Journal of the Hydraulics Division, Transactions of the ASCE, Vol.124, 1958, pp.927-966.
 126. ROUSE, H., "Advanced of Fluids", Wiley, London, 1959.
 127. ROYTINNEY, E., ROBERTSON, J.M. and BENNETT, H.W., Discussion of the Paper "Hydraulic Characteristics of Gate Slots", Journal of the Hydraulics Division, Proceedings of the ASCE, No.HY5, May, 1960, pp.133-143.
 128. ROZANOV, N.P., GIVOTOVSKY, L.S. and PASAKOV, M.N., "The effect of Macroturbulence in the Tailwater of Tubular Spillway on Tailwater Structures and Local Scouring", Proceedings IAHR, Vol.2, September, 1967, pp.144-153.
 129. HUDAVSKY, I., "Selection of Spillway and Energy Dissipators in Preliminary Planning of Dam Developments", Proceedings ICOLD. Douzième Congrès des Grandes Barrages, México, 1976, Q.46, R.9., pp.153-180.
 130. SAKURAI, A., "Vibrational Problems un Under-Water Structures" 11th IAHR, Leningrad.
 131. SANCHEZ B., "La teoría de la turbulencia y el tanque amortiguador de la Presa Netzahualcoyotl", Instituto de Ingeniería, UNAM, Febrero, 1971.
 132. SANCHEZ B., J.L., "Informe Final sobre el Estudio de la Turbulencia en Tanques Amortiguadores", Instituto de Ingeniería, 1976
 133. SANCHEZ B., J.L., "Nuevas Consideraciones sobre el comporta-

- miento de las Losas de Revestimientos en los Tanques Amortiguadores", Instituto de Ingeniería, UNAM, Agosto, 1982.
134. SANCHEZ B., J.L. and CAPELLA, A., "Turbulence Effects on the Lining of Stilling Basins", Proceedings ICOLD, Congreso de Grands Barrages, Madrid, 1973, Q.41, R.83, pp.1575-1592.
135. SANCHEZ B., J.L. y ECHAVEZ A., G., "Solicitud Estocástica de Tanques Amortiguadores por Acción de la Turbulencia", Instituto de Ingeniería, UNAM, 1971.
136. SANCHEZ B., J.L. y ECHAVEZ A., G., "Criterio Preliminar para el Diseño de Losas de un Tanque Amortiguador", Memorias del V Congreso Latinoamericano de Hidráulica.
137. SANCHEZ B., J.L. y PUENTES M., O., "Tanques Amortiguadores", Instituto de Ingeniería, UNAM, 1978.
138. SANCHEZ B., J.L. and FUENTES M., O., "Experimental Analysis of Macroturbulence Effects on the Lining of Stilling Basins", Proceedings ICOLD, Treizième Congrès des Grands Barrages, New Delhi, India, 1979, Q.50, R.8, pp.85-103.
139. SANCHEZ B., J.L. y FUENTES M., O., "Sobre el Mecanismo de Falla de Losas de Revestimiento de Tanques Amortiguadores", Memorias del VII Congreso Nacional de Hidráulica, México, 1985.
140. SAROHIA, V., "Experimental Investigation of Oscillations in Flow Over Cavities", Journal of the AIAA, Vol.15, 1977.
141. SARMA, K.V.N., and NEWNHAM, D.D., "Surface Profiles of Hydraulic Jump for Froude Number Less Than Four", Water Power, Vol. 25, London, England, Apr., 1973, pp.139-142.
142. SARPKEYA, T., "Vortex-Induced Oscillations: A Selective Review" Journal of Applied Mechanics, Transactions of the ASME, Vol. 46, June, 1979, pp.241-258.
143. SCHLICHTING, H., "Boundary-Layer Theory", McGraw-Hill, New York, 1960.
144. SCHWARZ, W.H. and COSART, W.P., "The Two-Dimensional Turbulent Wall-Jet", Journal of Fluid Mechanics, Vol.10, Part 4, 1961, pp. 481-495.
145. SERAFINI, J.S., "Wall Pressure Fluctuations and Pressure Velocity Correlations in a Turbulent Boundary Layer", NASA, Report R-16.
146. SEVASTYNOV, V.I. and PRUDOVSKI, A.M., "Flood-Flow Passage Provisions of Hydraulic Complex Structure", Hydrotechnical Constructions, No.1, January, 1970, pp.60-72.
- 146a. STRASSBURGER, A.C., "Spillway Energy Dissipator Problems", Tenth International Congress on the Large Dams, Vol. II, Madrid, 1971, pp. 249-268.
147. SHEN, C. and FLORYAN, J.M., "Low Reynolds Number Flow over Cavities", Physics of Fluids, Vol.28, No.11, November,

- 1985, pp.3191-3202.
148. SINHA, S.N., GRUPTA, A.K. and OBERAI, M.M., "Laminar Separating Flow over Bracksteps and Cavities-Part II: Cavities", Journal of the AIAA, Vol.
 149. SOUCEK, E. and GAU, J.N., "Spillways and Closures for the Large Earth Dams on the Missouri River", Proceedings ICOLD, Neuvième Congrès des Grands Barrages, Istamboul, 1967, pp.29-55.
 150. STOKER, J.J., "Water Waves", Interscience Publisher, London, 1957.
 151. STRASSBURGER, A.G., "Spillway Energy Dissipator Problems", Tenth International Congress on the Large Dams, Transactions, Vol. II, Madrid, 1971, pp.249-268.
 152. STRELKOW, S., "Mecánica", Mir, Moscú, 1978.
 153. SUZUKI, Y., SAKURAI, A. and KAKUMOTO, N., "A Design of a Chute Spillway Jointly Serving as the Slab of a Hydro Power Station and its Review on the Vibration during Flood", Proceedings Onzième Congrès des Grands Barrages, Madrid, 1973, pp.365-390.
 154. TAM, C.K.W., "On the Tones and Pressure Oscillations Induced by Flow over Rectangular Cavities", Journal of Fluid Mechanics, Vol.89, Part 2, 1978, pp.373-399.
 155. TANG, Y.P. and ROCKWELL, D., "Instantaneous Pressure Fields at a Corner Associated with Vortex Impingement", Journal of Fluid Mechanics, Vol.126, 1983, pp.187-204.
 156. TARG, S., "Curso Breve de Mecánica Teórica", Mir, Moscú, 1976.
 157. THANG, D., Discussion of the paper "Pressure Fluctuations Beneath Submerged Hydraulic Jump", Journal of the Hydraulic Division, Proceeding of the ASCE, Vol.104, No.HY7, July, 1979, pp.917-919.
 158. TOWNSEND, A.A., "The Structure of Turbulent Shear Flow", Cambridge University Press, London, 1976.
 159. URY, J.F., "Viscous Damping in Oscillating Liquid Columns, its Magnitude and Limits", Int.J.Mech.Sci., Vol.4, 1962, pp.349-369.
 160. VASILIEV, O.F. and BUKREYEV, V.I., "Statistical Characteristics of Pressure Fluctuations in the Region of Hydraulic Jump", Proceedings IAHR, Vol.2, Paper B.1, 1967, pp.1-8.
 161. VOINITCH-SIANOZHENTSIJ, J.G., LOMTATIDZE, V.G. and GVAZAVA, G.N., "Macroturbulence of a Bottom Hydraulic Jump and its Influence on the Stability of the Bed of the Lower Tailwater", IAHR Proceedings, Vol.2, Paper B15, September, 1967, pp.128-134.
 162. U.S. BUREAU OF RECLAMATION, "Research Studies on Stilling Basins", Energy Dissipators, and Associated Appurtenances,

- Hydraulic Lab., Rep. Hyd-399, June, 1955.
163. WILSON, E.D. and TURNER, A.A., "Boundary Layer Effects on Hydraulic Jump Location", *Journal of the Hydraulics Division*, Proceedings of the ASCE, Vol. 98, No. HY7, July, 1972, pp. 1127-1142.
 164. WILLMARTH, W.W., "Pressure Fluctuations Beneath Turbulent Boundary Layers", *Annual Review of Fluid Mechanics*, Vol. 7, 1975.
 165. WISNER, P., "Sur les Fluctuations de la Pression au Fond de Ressauts Hydrauliques en Conduite et en Ecoulement a Niveau Libre", *Proceedings 12th IAHR Congress*, Vol. 2, Paper B.6, 1967, pp. 46-53.
 166. WORRAKER, W.J., "Jet Engine Linear Impedance: An Experimental Investigation of Cavity Neck Flow/ Acoustics in the Presence of a Mach 0.5 Tangential Shear Flow", *Journal of Sound and Vibration*, Vol. 103, No. 4, 1985, pp. 573-592.
 167. YAVORSKI, B.M. y DETLAF, A.A., "Manual de Física, Mir, Moscú, 1977.
 168. YEDU-KOUNG, T. and MAYS, L.W., "Optimal Design of Stilling for Overflow Spillways", *Journal of the Hydraulics Division*, Proceedings of the ASCE, Vol. 108, No. 9-12, September-December, 1982.
 169. ZIADA, S. and ROCKWELL, D., "Oscillations of an Unstable Mixing Layer Impinging Upon an Edge", *Journal of Fluid Mechanics*, Vol. 124, 1982, pp. 307-334.