

123
67

//



UNIVERSIDAD NACIONAL AUTÓNOMA DE MÉXICO

FACULTAD DE INGENIERÍA

**COMPORTAMIENTO SISMICO DE PRESAS
DE ENROCAMIENTO**

T E S I S

PARA OBTENER EL GRADO DE:

DOCTOR EN INGENIERIA

P R E S E N T A

BUSTAMANTE JORGE I.

MÉXICO

**TESIS CON
FALLA 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.

TABLA DE CONTENIDO

Página

TABLA DE CONTENIDO	II
LISTA DE TABLAS	V
LISTA DE FIGURAS	VI
NOTACION	XVII
CAPITULOS	
1. INTRODUCCION	1
1.1 Descripción del problema	1
1.2 Objeto de la investigación	1
1.3 Objetivos	2
1.4 Organización	3
2. REVISION DE ESTUDIOS TEORICOS Y EXPERIMENTALES ANTE- RIORES	4
2.1 Introducción	4
2.2 Estudios Teóricos	4
2.3 Estudios experimentales	7
3. VARIABLES ESTUDIADAS Y DISEÑO DE EXPERIMENTOS	25
3.1 Introducción	25
3.2 Programa de las pruebas estáticas	25
3.3 Programa dinámico	28
4. PROPIEDADES MECANICAS DE LA ARENA DE LOS MODELOS	32
4.1 Introducción	32
4.2 Granulometría, densidad de sólidos y conte- nido de agua	32

4.3 Pruebas Triaxiales	34
4.4 Pruebas de corte directo	36
4.5 Pruebas en el depósito inclinable	39
4.6 Determinación del ángulo de reposo	40
4.7 Fricción intergranular en la arena	41
✓ 5. CONSTRUCCION DE MODELOS DE PRESAS	43
5.1 Procedimiento de construcción	43
5.2 Pruebas de control durante la construcción	46
5.3 Preparación de la arena	46
✓ 6. PRUEBAS ESTATICAS	48
6.1 Objetivos de las pruebas	48
6.2 Procedimiento de prueba	48
6.3 Resultados	49
6.4 Análisis estadístico de los resultados	52
6.5 Interpretación de los resultados	55
✓ 7. PRUEBAS DINAMICAS	62
7.1 Objetivos de las pruebas	62
7.2 Procedimiento de prueba	62
7.3 Resultados	65
7.4 Interpretación de los resultados de las pruebas	71
8. SIMULACION ANALOGICA	76
8.1 Modelo analítico	76
8.2 Diagrama de bloque y simulación analógica	76
8.3 Resultados	77
8.4 Conclusión	80

Ann-1
2
3
4

	IV
9. RESUMEN Y CONCLUSIONES	81
9.1 Resumen	81
9.2 Conclusiones	82
REFERENCIAS	88
TABLAS	92
FIGURAS	96
APENDICE A - EQUIPO DE PRUEBA E INSTRUMENTACION	225
APENDICE B - CALIBRACION DE CAPTADORES	238

LISTA DE TABLAS

Tabla No.		Página
3.1	EXPERIMENTO FACTORIAL PLANEADO PARA LAS PRUEBAS ESTATICAS	27
3.2	EXPERIMENTO FACTORIAL PLANEADO PARA LAS PRUEBAS DINAMICAS	30
6.1	CARACTERISTICAS REALES DE LOS MODELOS PROBADOS ESTATICAMENTE	92
6.2	RESUMEN DE LAS PRUEBAS ESTATICAS DE LOS MODELOS	93
7.1	CARACTERISTICAS REALES DE LOS MODELOS PROBADOS DINAMICAMENTE	94
7.2	RESUMEN DE LOS RESULTADOS DE LAS PRUEBAS ESTATICAS EFECTUADAS DESPUES DE LAS PRUEBAS DINAMICAS	95
A.1	CARACTERISTICAS IMPORTANTES DE LOS CAPTADORES PARA MEDIR VIBRACIONES	232
A.2	CARACTERISTICAS DE LOS GALVANOMETROS	233

LISTA DE FIGURAS

Figura
No.

- 2.1 FORMA DEL BLOQUE DESLIZANTE PARA OBTENER LA ACELERACION DE FLUENCIA DE UN TALUD DE MATERIAL NO COHESIVO, VIBRADO CON UNA ACELERACION UNIFORME EN TODA SU ALTURA (Según Goodman, 1963)
- 2.2 SUPERFICIES DE MINIMA RESISTENCIA AL ESFUERZO CORTANTE PARA VARIAS ALTURAS DEL BLOQUE DESLIZANTE
- 2.3 SECCION LONGITUDINAL DEL TALUD DESPUES DE UNA VIBRACION CON UNA DISTRIBUCION TRAPEZIAL DE ACELERACIONES
- 3.1 RESISTENCIA AL CORTANTE DE MATERIAL GRANULAR COMO FUNCION DE POROSIDAD Y DEL TAMAÑO DEL GRANO: MEDIDA A $\sigma_2 \approx 0.9 \text{ kg/cm}^2$ (Según Zeller y Williman, 1957)
- 4.1 CURVA GRANULOMETRICA CARACTERISTICA DE LA ARENA USADA EN LOS MODELOS DE PRESA
- 4.2 ENVOLVENTE CARACTERISTICA DE MOHR PARA BAJAS PRESIONES DE CONFINAMIENTO: PRUEBA TRIAXIAL DRENADA USANDO AIRE PARA DAR LA PRESION CONFINANTE, DEFORMACION DE 1 mm/min. DIAMETRO DE LA MUESTRA 6 cm. RELACION DE VACIOS INICIAL, $e = 0.85$
- 4.3 RELACION ANGULO DE FRICCION INTERNA RELACION DE VACIOS INICIAL PARA LA ARENA DE LOS MODELOS
- 4.4 ENVOLVENTE DE MOHR PARA GRANDES PRESIONES DE CONFINAMIENTO. PRUEBA TRIAXIAL DRENADA USANDO AGUA PARA DAR LA PRESION CONFINANTE. DEFORMACION DE 1 mm/min. DIAMETRO DE LA MUESTRA, 10 cm. RELACION DE VACIOS INICIAL $e \approx 0.91$
- 4.5 ENVOLVENTE DE MOHR PARA BAJAS PRESIONES DE CONFINAMIENTO. PRUEBA TRIAXIAL DRENADA CON PRESION EXTERIOR DE AIRE PRODUCIDA POR VACIO INTERIOR. DIAMETRO DE LA MUESTRA 1.13 m RELACION DE VACIOS INICIAL ≈ 1.16
- 4.6 ENVOLVENTE DE MOHR PARA BAJAS PRESIONES DE CONFINAMIENTO. PRUEBA TRIAXIAL DRENADA, CON PRESION EXTERIOR DE AIRE PRODUCIDA POR VACIO INTERIOR. DIAMETRO DE LA MUESTRA 1.13 m RELACION DE VACIOS INICIAL $e \approx 0.91$

- 4.7 PARTES QUE COMPONEN LA CAJA DE CORTE DIRECTO
- 4.8 MONTAJE DE LA CAJA DE CORTE DIRECTO
- 4.9 RELACION ESFUERZO-DESPLAZAMIENTO PARA LA ARENA DE LOS MODELOS EN LAS PRUEBAS DE CORTE DIRECTO. RELACION DE VACIOS, $e = 0.86$
- 4.10 RELACION ESFUERZO-DESPLAZAMIENTO PARA LA ARENA DE LOS MODELOS EN LAS PRUEBAS DE CORTE DIRECTO. RELACION DE VACIOS INICIAL, $e \approx 0.98$
- 4.11 RELACION ESFUERZO-NORMAL-DESPLAZAMIENTO PARA LA ARENA DE LOS MODELOS EN PRUEBAS DE CORTE DIRECTO. RELACION DE VACIOS INICIAL, $e = 0.86$
- 4.12 RELACION ESFUERZO NORMAL-DESPLAZAMIENTO PARA LA ARENA DE LOS MODELOS EN PRUEBAS DE CORTE DIRECTO. RELACION DE VACIOS INICIAL, $e = 0.98$
- 4.13 FOTOGRAFIA DE UNA MUESTRA DE ARENA PROBADA EN LA CAJA DE CORTE DIRECTO
- 4.14 ENVOLVENTES DE ESFUERZO CORTANTE PARA LAS PRUEBAS DE CORTE DIRECTO. RELACION DE VACIOS INICIAL, $e = 0.86$
- 4.15 ENVOLVENTES DE ESFUERZO CORTANTE PARA LAS PRUEBAS DE CORTE DIRECTO. RELACION DE VACIOS INICIAL, $e = 0.98$
- 4.16 RESULTADOS DE LAS PRUEBAS DE LA CAJA INCLINABLE PARA DIFERENTES ESPESORES, LONGITUDES Y RELACIONES DE VACIOS
- 4.17 MEDIDA DEL ANGULO DE REPOSO DE LA ARENA
- 4.18 CONSTRUCCION DEL CONO PARA MEDIR EL ANGULO DE REPOSO
- 4.19 ANGULO DE REPOSO PARA VARIAS ALTURAS
- 4.20 APARATO USADO PARA DETERMINAR LA FRICCION INTERGRANULAR PARA VARIAS PRESIONES
- 4.21 FRICCION INTERGRANULAR PARA VARIAS PRESIONES
- 5.1 FOTOGRAFIA DE LA MESA VIBRADORA CON LOS CARGUROS COLOCADOS PARA LA CONSTRUCCION DEL MODELO

- 5.2 FOTOGRAFIA ILUSTRATIVA DEL PROCEDIMIENTO DE COMPACTACION DE UNA CAPA DURANTE LA CONSTRUCCION DE UN MODELO
- 5.3 FOTOGRAFIA DEL DESCIMBRADO DESPUES DE TERMINADO EL MODELO
- 6.1 CAMBIOS DEL PERFIL EN $z = 2.23$ m DURANTE LA PRUEBA ESTATICA DEL MODELO 5M, LADO DEL RESORTE
- 6.2 CAMBIOS DEL PERFIL EN $z = 2.23$ m DURANTE LA PRUEBA ESTATICA DEL MODELO 5M, LADO DEL DISPARADOR
- 6.3 CAMBIOS DEL PERFIL EN $z = 4.46$ m DURANTE LA PRUEBA ESTATICA DEL MODELO 6, LADO DEL RESORTE
- 6.4 CAMBIOS DEL PERFIL EN $z = 2.23$ m DURANTE LA PRUEBA ESTATICA DEL MODELO 8, LADO DEL RESORTE
- 6.5 CAMBIOS DEL PERFIL EN $z = 4.46$ m DURANTE LA PRUEBA ESTATICA DEL MODELO 8, DESPUES DE HABER FALLADO Y SER RECONSTRUIDO CON NUEVA SECCION TRANSVERSAL
- 6.6 CAMBIOS DEL PERFIL EN $z = 2.23$ m DURANTE LA PRUEBA ESTATICA DEL MODELO 12S, LADO DEL RESORTE
- 6.7 CAMBIOS DEL PERFIL EN $z = 2.23$ m DURANTE LA PRUEBA ESTATICA DEL MODELO 12S, LADO DEL DISPARADOR
- 6.8 CAMBIOS DEL PERFIL EN $z = 0$ DURANTE LA PRUEBA ESTATICA DEL MODELO DE COLORES 14C, LADO DEL RESORTE
- 6.9 CAMBIOS DEL PERFIL EN $z = 0$ DURANTE LA PRUEBA ESTATICA DEL MODELO 14C, DESPUES DE HABER FALLADO Y SER RECONSTRUIDO, LADO DEL RESORTE
- 6.10 JUEGO DE FOTOGRAFIAS DE UNA FALLA ESTATICA CARACTERISTICA DE UN MODELO DE PRESA DE MATERIAL GRANULAR
- 6.19 MODELO 7, $e = 0.86$.
- 6.20 VISTA DE FRENTE DE LA FALLA PROGRESIVA DEL MODELO 13C
- 6.21 VISTA DEL MODELO 2 DESPUES DE LA FALLA ACCIDENTAL DE UNA PARTE DEL TALUD
- 6.22 MODELOS CUALITATIVOS PARA EXPLICAR LA FALLA PROGRESIVA DE LA PRESA

- 6.23 PREDICCIÓN DE LA FORMA GENERAL Y DISTRIBUCIÓN DE COLORES, DESPUÉS DE LA PRIMERA FALLA DEL MODELO 13C, DE ACUERDO CON LA HIPÓTESIS DE LA FALLA PROGRESIVA
- 6.24 FORMA Y DISTRIBUCIÓN DE LOS COLORES ENCONTRADOS DESPUÉS DE CORTAR EL MODELO 13C
- 7.1 MODELO 15 (10-D). MÁXIMAS ACELERACIONES PLANEADAS Y MEDIDAS EN DIFERENTES PUNTOS DURANTE LA PRUEBA DINÁMICA
- 7.2 MODELO 16 (6-D). MÁXIMAS ACELERACIONES PLANEADAS Y MEDIDAS EN DIFERENTES PUNTOS DURANTE LA PRUEBA DINÁMICA
- 7.3 MODELO 17 (15-D). MÁXIMAS ACELERACIONES PLANEADAS Y MEDIDAS EN DIFERENTES PUNTOS DURANTE LA PRUEBA DINÁMICA
- 7.4 MODELO 18 (7-D). MÁXIMAS ACELERACIONES PLANEADAS Y MEDIDAS EN DIFERENTES PUNTOS DURANTE LA PRUEBA DINÁMICA
- 7.5 MODELO 19 (10-D). MÁXIMAS ACELERACIONES PLANEADAS Y MEDIDAS EN DIFERENTES PUNTOS DURANTE LA PRUEBA DINÁMICA
- 7.6 MODELO 20. MÁXIMAS ACELERACIONES PLANEADAS Y MEDIDAS EN DIFERENTES PUNTOS DURANTE LA PRUEBA DINÁMICA. MOVIMIENTOS 1 A 35
- 7.7 MODELO 20. MÁXIMAS ACELERACIONES PLANEADAS Y MEDIDAS EN DIFERENTES PUNTOS DURANTE LA PRUEBA DINÁMICA. MOVIMIENTOS 35 A 69
- 7.8 MODELO 21. MÁXIMAS ACELERACIONES PLANEADAS Y MEDIDAS EN DIFERENTES PUNTOS DURANTE LA PRUEBA DINÁMICA. MOVIMIENTOS 1 A 35
- 7.9 MODELO 21. MÁXIMAS ACELERACIONES PLANEADAS Y MEDIDAS EN DIFERENTES PUNTOS DURANTE LA PRUEBA DINÁMICA. MOVIMIENTOS 35 A 68
- 7.10 MODELO 15 (10-D). CAMBIOS EN LA COTA DEL PERFIL EN $z = 2.23$ m DURANTE LA PRUEBA DINÁMICA. MOVIMIENTOS 2 A 8

- 7.11 MODELO 15(10-D). CAMBIOS EN LA COTA DEL PERFIL EN $z = 2.23m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA. MOVIMIENTOS 8 a 12
- 7.12 MODELO 15(10-D). CAMBIOS EN LA COTA DEL PERFIL EN $z = 2.23m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA. MOVIMIENTOS 12 a 21
- 7.13 MODELO 15(10-D). CAMBIOS EN LA COTA DEL PERFIL EN $z = 2.23m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA. MOVIMIENTOS 12 a 33
- 7.14 MODELO 16(6-D). CAMBIOS EN LA COTA DEL PERFIL EN $z = 2.23m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA. MOVIMIENTOS 2 a 5
- 7.15 MODELO 16(6-D). CAMBIOS EN LA COTA DEL PERFIL EN $z = 2.23m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA. MOVIMIENTOS 5 a 11.
- 7.16 MODELO 16(6-D). CAMBIOS EN LA COTA DEL PERFIL EN $z = 2.23m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA. MOVIMIENTOS 11 al 16 (lado del resorte)
- 7.17 MODELO 16(6-D). CAMBIOS EN LA COTA DEL PERFIL EN $z = 2.23m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA. MOVIMIENTOS 16 a 21 (lado del resorte)
- 7.18 MODELO 16(6-D). CAMBIOS EN LA COTA DEL PERFIL EN $z = 2.23m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA. MOVIMIENTOS 21 a 33 (lado del resorte)
- 7.19 MODELO 16(6-D). CAMBIOS EN LA COTA DEL PERFIL EN $z = 2.23m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA. MOVIMIENTOS 11 a 16 (lado del disparador)
- 7.20 MODELO 16(6-D). CAMBIOS EN LA COTA DEL PERFIL EN $z = 2.23m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA. MOVIMIENTOS 16 a 21 (lado del disparador)
- 7.21 MODELO 16(6-D). CAMBIOS EN LA COTA DEL PERFIL EN $z = 2.23m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA. MOVIMIENTOS 21 a 33 (lado del disparador)
- 7.22 MODELO 17(15-D). CAMBIOS EN LA COTA DEL PERFIL EN $z = 2.23m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA. MOVIMIENTOS 6 a 12

- 7.23 MODELO 17(15-D). CAMBIOS EN LA COTA DEL PERFIL EN $z = 2.23\pi$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA. MOVIMIENTOS 12 a 21
- 7.24 MODELO 17(15-D). CAMBIOS EN LA COTA DEL PERFIL EN $z = 2.23\pi$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA. MOVIMIENTOS 21 a 33
- 7.25 MODELO 18(7-D). CAMBIOS EN LA COTA DEL PERFIL EN $z = 2.23\pi$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA, MOVIMIENTOS 4 a 10
- 7.26 MODELO 18(7-D). CAMBIOS EN LA COTA DEL PERFIL EN $z = 2.23\pi$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA. MOVIMIENTOS 10 a 21
- 7.27 MODELO 18(7-D). CAMBIOS EN LA COTA DEL PERFIL EN $z = 2.23\pi$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA. MOVIMIENTOS 21 a 35
- 7.28 MODELO 19(10-D). CAMBIOS EN LA COTA DEL PERFIL EN $z = 2.23\pi$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA. MOVIMIENTOS 0 a 6
- 7.29 MODELO 19(10-D). CAMBIOS EN LA COTA DEL PERFIL EN $z = 2.23\pi$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA. MOVIMIENTOS 6 a 12
- 7.30 MODELO 19(10-D). CAMBIOS EN LA COTA DEL PERFIL EN $z = 2.23\pi$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA. MOVIMIENTOS 12 a 21
- 7.31 MODELO 20. CAMBIOS EN LA COTA DEL PERFIL EN $z = 2.23\pi$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA. MOVIMIENTOS 10 a 12 (lado del resorte)
- 7.32 MODELO 20. CAMBIOS EN LA COTA DEL PERFIL EN $z = 2.23\pi$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA. MOVIMIENTOS 12 a 23 (lado del resorte)
- 7.33 MODELO 20. CAMBIOS EN LA COTA DEL PERFIL EN $z = 2.23\pi$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA. MOVIMIENTOS 23 a 40 (lado del resorte)
- 7.34 MODELO 20. CAMBIOS EN LA COTA DEL PERFIL EN $z = 2.23\pi$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA. MOVIMIENTOS 40 a 69 (lado del resorte)

- 7.35 MODELO 20. CAMBIOS EN LA COTA DEL PERFIL EN $z = 2.23m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA. MOVIMIENTOS 10 a 12 (lado del disparador)
- 7.36 MODELO 20. CAMBIOS EN LA COTA DEL PERFIL EN $z = 2.23m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA. MOVIMIENTOS 12 a 23 (lado del disparador).
- 7.37 MODELO 20. CAMBIOS EN LA COTA DEL PERFIL EN $z = 2.23m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA. MOVIMIENTOS 23 a 40 (lado del disparador)
- 7.38 MODELO 20. CAMBIOS EN LA COTA DEL PERFIL EN $z = 2.23m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA. MOVIMIENTOS 40 a 69 (lado del disparador)
- 7.39 MODELO 21. CAMBIOS EN LA COTA DEL PERFIL EN $z = 2.23m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA. MOVIMIENTOS 3 a 10
- 7.40 MODELO 21. CAMBIOS EN LA COTA DEL PERFIL EN $z = 2.23m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA. MOVIMIENTOS 10 a 18
- 7.41 MODELO 21. CAMBIOS EN LA COTA DEL PERFIL EN $z = 2.23m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA. MOVIMIENTOS 18 a 23
- 7.42 MODELO 21. CAMBIOS EN LA COTA DEL PERFIL EN $z = 2.23m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA. MOVIMIENTOS 23 a 39
- 7.43 MODELO 21. CAMBIOS EN LA COTA DEL PERFIL EN $z = 2.23m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA. MOVIMIENTOS 39 a 68
- 7.44 MODELO 15(10-D). VARIACIONES DEL PERFIL ENTRE LAS SECCIONES EXTREMAS ($z = 0$ y $z = 4.46m$) Y LA SECCION MEDIA ($z = 2.23m$)
- 7.45 MODELO 21. VARIACIONES DEL PERFIL ENTRE LAS SECCIONES EXTREMAS ($z = 0$ y $z = 4.46m$) Y LA SECCION MEDIA ($z = 2.23m$)
- 7.46 MODELO 15(10-D). CAMBIOS INTERIORES Y DEL PERFIL EN $z = 4.46m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA HASTA EL MOVIMIENTO 10

- 7.47 MODELO 15(10-D). CAMBIOS INTERIORES Y DEL PERFIL EN $z = 4.46m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA, HASTA EL MOVIMIENTO 15
- 7.48 MODELO 15(10-D). CAMBIOS INTERIORES Y DEL PERFIL EN $z = 4.46m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA, HASTA EL MOVIMIENTO 20
- 7.49 MODELO 15(10-D). CAMBIOS INTERIORES Y DEL PERFIL EN $z = 4.46m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA, HASTA EL MOVIMIENTO 33
- 7.50 MODELO 16(6-D). CAMBIOS INTERIORES Y DEL PERFIL EN $z = 4.46m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA, HASTA EL MOVIMIENTO 10
- 7.51 MODELO 16(6-D). CAMBIOS INTERIORES Y DEL PERFIL EN $z = 4.46m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA, HASTA EL MOVIMIENTO 15
- 7.52 MODELO 16(6-D). CAMBIOS INTERIORES Y DEL PERFIL EN $z = 4.46m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA, HASTA EL MOVIMIENTO 21
- 7.53 MODELO 16(6-D). CAMBIOS INTERIORES Y DEL PERFIL EN $z = 4.46m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA, HASTA EL MOVIMIENTO 23
- 7.54 MODELO 17(15-D). CAMBIOS INTERIORES Y DEL PERFIL EN $z = 4.46m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA, HASTA EL MOVIMIENTO 14
- 7.55 MODELO 17(15-D). CAMBIOS INTERIORES Y DEL PERFIL EN $z = 4.46m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA, HASTA EL MOVIMIENTO 19
- 7.56 MODELO 17(15-D). CAMBIOS INTERIORES Y DEL PERFIL EN $z = 4.46m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA, HASTA EL MOVIMIENTO 30
- 7.57 MODELO 17(15-D). CAMBIOS INTERIORES Y DEL PERFIL DURANTE LA PRUEBA DINAMICA, HASTA EL MOVIMIENTO 33
- 7.58 MODELO 18(7-D). CAMBIOS INTERIORES Y DEL PERFIL EN $z = 4.46m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA, HASTA EL MOVIMIENTO 14

- 7.59. MODELO 18(7-D). CAMBIOS INTERIORES Y DEL PERFIL EN $z = 4.46m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA, HASTA EL MOVIMIENTO 18
- 7.60 MODELO 18(7-D). CAMBIOS INTERIORES Y DEL PERFIL EN $z = 4.46m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA, HASTA EL MOVIMIENTO 21
- 7.61 MODELO 18(7-D). CAMBIOS INTERIORES Y DEL PERFIL EN $z = 4.46m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA, HASTA EL MOVIMIENTO 35
- 7.62 MODELO 19(10-D). CAMBIOS INTERIORES Y DEL PERFIL EN $z = 4.46m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA, HASTA EL MOVIMIENTO 10
- 7.63 MODELO 19(10-D). CAMBIOS INTERIORES Y DEL PERFIL EN $z = 4.46m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA, HASTA EL MOVIMIENTO 16
- 7.64 MODELO 19(10-D). CAMBIOS INTERIORES Y DEL PERFIL EN $z = 4.46m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA, HASTA EL MOVIMIENTO 21
- 7.65 MODELO 20. CAMBIOS INTERIORES Y DEL PERFIL EN $z = 4.46m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA, HASTA EL MOVIMIENTO 12
- 7.66 MODELO 20. CAMBIOS INTERIORES Y DEL PERFIL EN $z = 4.46m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA, HASTA EL MOVIMIENTO 23
- 7.67 MODELO 20. CAMBIOS INTERIORES Y DEL PERFIL EN $z = 4.46m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA, HASTA EL MOVIMIENTO 40
- 7.68 MODELO 20. CAMBIOS INTERIORES Y DEL PERFIL EN $z = 4.46m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA, HASTA EL MOVIMIENTO 69
- 7.69 MODELO 21. CAMBIOS INTERIORES Y DEL PERFIL EN $z = 4.46m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA, HASTA EL MOVIMIENTO 12
- 7.70 MODELO 21. CAMBIOS INTERIORES Y DEL PERFIL EN $z = 4.46m$ DURANTE LA PRUEBA DINAMICA, HASTA EL MOVIMIENTO 23

- 7.71 MODELO 21. CAMBIOS INTERIORES Y DEL PERFIL EN $z = 4.46$ m DURANTE LA PRUEBA DINAMICA, HASTA EL MOVIMIENTO 39.
- 7.72 MODELO 21. CAMBIOS INTERIORES Y DEL PERFIL EN $z = 4.46$ m DURANTE LA PRUEBA DINAMICA, HASTA EL MOVIMIENTO 68.
- 7.73 COMPARACION DEL DESPLAZAMIENTO VERTICAL TOTAL DE LOS MODELOS 15, 16 y 19 EN $z = 2.23$ DESPUES DE CADA MOVIMIENTO.
- 7.74 COMPARACION DE LOS DESPLAZAMIENTOS VERTICALES TOTALES DE LOS MODELOS 17 y 18 EN $z = 2.23$ m DESPUES DE CADA MOVIMIENTO
- 7.75 COMPARACION DE LOS DESPLAZAMIENTOS VERTICALES TOTALES DE LOS MODELOS 20 y 21 EN $z = 2.23$ m DESPUES DE CADA MOVIMIENTO
- 7.76 JUEGO DE FOTOGRAFIAS DE UNA FALLA DINAMICA DE
a UNA PRESA DE MATERIAL GRANULAR. MODELO 18,
7.85 $e = 0.86$.
- 8.1 ECUACIONES GENERALES PARA LA SIMULACION ANALOGICA. SE SUPUSO UNA CUÑA RIGIDA.
- 8.2 DIAGRAMA DE BLOQUE PARA LA SIMULACION ANALOGICA DE PRESAS SUJETAS A CARGAS DINAMICAS. SE SUPONEN 3 CUÑAS RIGIDAS.
- 8.3 COMPARACION DE LOS DESPLAZAMIENTOS TOTALES MEDIDOS EN EL PUNTO B DEL MODELO 18 Y LOS RESULTADOS DE LA ANALOGICA.
- 8.4 COMPARACION DE LOS DESPLAZAMIENTOS TOTALES MEDIDOS EN EL PUNTO B DEL MODELO 20 y LOS RESULTADOS DE LA SIMULACION ANALOGICA.
- 8.5 COMPARACION DE LOS DESPLAZAMIENTOS TOTALES MEDIDOS EN EL PUNTO B DEL MODELO 21 y LOS RESULTADOS DE LA SIMULACION ANALOGICA
- 8.6 COMPARACION DEL PERFIL DEL MODELO 20 Y DE SU SIMULACION ANALOGICA.
- A.1 DETALLES DE LA MESA VIBRADORA CON SU SISTEMA DE EXCITACION

- A.2 FOTOGRAFIA DE LA MESA VIBRADORA INCLINADA
- A.3 FOTOGRAFIA DEL SISTEMA DE EXCITACION DE LA MESA
- A.4 FOTOGRAFIA INTERIOR DEL DISPARADOR CON EL MECANISMO DE TRES ARTICULACIONES
- B.1 ACELEROMETRO MONTADO SOBRE UN TRANSITO PARA SU CALIBRACION ESTATICA
- B.2 MONTAJE PARA LA CALIBRACION DE UN TRANSFORMADOR DIFERENCIAL (L.V.D.T.)
- B.3 MESA PARA CALIBRACION CON SU BOCINA Y OSCILADOR DE FRECUENCIA VARIABLE
- B.4 ACELEROMETROS Y TRANSFORMADOR DIFERENCIAL (L.V.D.T.) FIJOS A LA MESA CALIBRADORA
- B.5 VISTA GENERAL DEL SISTEMA DURANTE UNA CALIBRACION
- B.6 ERRORES RELATIVOS OBTENIDOS CON LOS CAPTADORES GLENNITE Y LVDT CON RELACION AL GLENNITE 216. ACELERACIONES PARA FRECUENCIAS DE 3 a 10 cps.
- B.7 ERRORES RELATIVOS DE DIVERSOS CAPTADORES CON RESPECTO AL GLENNITE 216. ACELERACIONES DE 50 a 150 cm/seg², PARA UNA FRECUENCIA APROXIMADA DE 7 cps.
- B.8 ERRORES RELATIVOS DE DIVERSOS CAPTADORES CON RESPECTO AL GLENNITE 216. ACELERACIONES DE 50 A 150 cm/seg² PARA UNA FRECUENCIA APROXIMADA DE 8 cps
- B.9 ERRORES RELATIVOS DE ALGUNOS CAPTADORES CON RESPECTO A LAS ACELERACIONES DEL GLENNITE 216.

NOTACION

Símbolo

- A_y = coeficiente de la aceleración de fluencia; $A_y = \ddot{x}_y / g$;
 a = ancho de la corona de los modelos;
 B = Punto de intersección del talud y del plano de la corona para $z = 2.23 \text{ m}$;
 b = altura de la cuña medida normal al talud (según Goodman);
 C_1 = cohesión en psf;
 C_c = coeficiente de curvatura: $C_c = (D_{30})^2 / (D_{10} D_{60})$;
 C_u = coeficiente de uniformidad: $C_u = D_{60} / D_{10}$;
 c_1 = parámetro de la resistencia al corte para materiales granulares, que depende del acomodo de los granos;
 D_p = tamaño límite de los granos tal que p por ciento de la muestra tienen tamaños menores que D_p , (P=10, 30, 60);
 d = altura de la cuña de Goodman medida verticalmente;
 e = relación de vacíos;
 $e_i h_j$ = ángulo de la falla inicial, que resulta de una prueba estática, con e_i y h_j , teniendo ($i=0, 1$; $j=0, 1$);
 f = fricción intergranular;
 G_k = factor de seguridad ($k = 1, 2, 3, 4$)
 G_s = factor de seguridad convencional estático de terraplenes: $G_s = \tan \phi / \tan \beta$;

- G_{s2} = factor de seguridad planeado para pruebas estáticas (lado del resorte)
- G'_{s1} = factor de seguridad para pruebas dinámicas (lado del resorte): $G'_{s1} = \tan \phi_s / \tan \beta_1$;
- G'_{s2} = factor de seguridad para pruebas dinámicas (lado del disparador): $G'_{s2} = \tan \phi_s / \tan \beta_2$;
- g = aceleración de la gravedad
- h = altura del modelo de prueba; también altura del cono en el que se midió el ángulo de reposo;
- K = valor absoluto del coeficiente de fricción de Coulomb: $K = \tan \phi_s$;
- K_y crit horiz = coeficiente de aceleración mínima para causar la fluencia del talud l (m) y la cohesión C_1 (psf);
 K_y crit horiz = $\tan (\phi - \beta + 10.2 (\frac{C_1}{l})^{0.64})$;
- K_3 = parámetro de la resistencia al cortante para materiales granulares que depende del acomodo de los granos;
- k_i = coeficientes de las ecuaciones en la solución analógica ($i = 1, 2, \dots, 5$);
- l = longitud del talud;
- m = masa de una cuña
- m_j = masa de la j - ésima cuña;
- n = porosidad;
- P = fuerza transmitida de la cuña activa a la pasiva;

- P_i - fuerza normal resultante que actúa en el plano inferior de la i -ésima cuña;
- P - presión normal sobre el plano deslizante; también esfuerzo normal
- R - relación de los desplazamientos verticales en los modelos de 100 cm de altura a los modelos de 60 cm; la R se refiere a los modelos analíticos y físicos; también fuerza resultante en las cuñas de Goodman;
- s - resistencia al esfuerzo cortante sobre un plano; también esfuerzo cortante;
- T - periodo de vibración amortiguado de la mesa vibradora en su dirección longitudinal; también periodo de vibración de la mesa calibradora;
- T_x - periodo de vibración amortiguado de la mesa vibradora en su dirección longitudinal;
- T_{17} - periodo amortiguado de la excitación aplicada al modelo 17;
- T_{18} - periodo amortiguado de la excitación aplicada al modelo 18;
- T_{60} - periodo amortiguado de la excitación horizontal aplicado a un modelo de 60 cm de altura;
- T_{100} - periodo amortiguado de la excitación horizontal aplicado a un modelo de 100 cm de altura;
- U_+ - funciones asimétricas escalón-unitario:

$$U_+(y) = \begin{cases} 0 & \text{para } y \leq 0; \\ 1 & \text{para } y > 0 \end{cases}$$

- \ddot{V} = coeficiente de aceleración vertical $\ddot{V} = V/g$;
 \dot{v} = componente vertical de la aceleración;
 $|\ddot{v}|$ = amplitud del coseno amortiguado usado en la simulación analógica como aceleración vertical;
 \ddot{v}_0 = máxima aceleración vertical medida próxima al primer medio ciclo de la aceleración longitudinal;
 X = coeficiente de la aceleración longitudinal $\ddot{X} = \ddot{x}/g$;
 x_0 = desplazamiento máximo medido (LVDT) de la mesa vibradora en dirección longitudinal; también máximo desplazamiento calculado: $x_0 = \ddot{x}_0 / \omega_1^2$;
 \ddot{x} = componente horizontal longitudinal de la aceleración de la mesa vibradora;
 \ddot{x} = amplitud del coseno amortiguado usado en la simulación analógica como aceleración horizontal;
 \ddot{x}_y = aceleración que produce desplazamiento permanente;
 \dot{x}_0 = máxima velocidad de excitación estimada: \dot{x}_0 / ω_1 ;
 \ddot{x}_0 = amplitud de la aceleración de la mesa vibradora medida en el primer medio ciclo;
 Y_1 = coeficiente de aceleración en dirección paralela al plano inferior de la i -ésima cuña: $Y_1 = y_1 \sqrt{g}$;
 \ddot{y}_1 = aceleración en dirección paralela al plano inferior de la i -ésima cuña;
 y_{60} = desplazamiento permanente paralelo al talud de un modelo de 60 cm de altura;

- y_{100} = desplazamiento permanente paralelo al talud de un modelo de 100 cm de altura;
- z = eje coordenado transversal en el sistema de referencia de la mesa; es paralelo al eje de la corona;
- α_1 = ángulo de inclinación de la mesa vibradora al producirse la falla en el lado del resorte del modelo de presa;
- α_2 = ángulo de inclinación de la mesa vibradora al producirse la falla sobre el lado del disparador del modelo de presa;
- α_i = coeficientes en las ecuaciones del modelo analítico ($i = 1, 2, \dots, 15$);
- β = ángulo entre el talud y el plano horizontal; también factor de tiempo en la simulación analógica;
- β_1 = ángulo entre el talud más inclinado y el plano horizontal;
- β_2 = ángulo entre el talud menos inclinado y el plano horizontal;
- β_i = coeficientes de las ecuaciones del modelo analítico ($i = 1, 2, \dots, 5$);
- δ = ángulo entre el plano inferior de la cuña pasiva de Goodman y un plano horizontal;
- η = ángulo entre el plano inferior de la cuña activa de Goodman y el plano horizontal;
- η_1 = valor de η para el cual el plano desliza a través de la cresta del talud;

- θ_i = ángulo entre el plano inferior de la i -ésima cuña y el plano horizontal;
- μ_i = coeficiente de fricción de Coulomb entre la i -ésima cuña y la $(i-1)$ éxima cuña:
- $$\mu_i \begin{cases} \tan \phi_s & \text{si } \dot{y}_i - \dot{y}_{i-1} \cos(\theta_i - \theta_{i-1}) > 0 \\ -\tan \phi_s & \text{si } \dot{y}_i - \dot{y}_{i-1} \cos(\theta_i - \theta_{i-1}) < 0 \end{cases};$$
- $|\mu_i| \leq \tan \phi_s$ si $\dot{y}_i - \dot{y}_{i-1} \cos(\theta_i - \theta_{i-1}) = 0$;
- ε_1 = fracción del amortiguamiento crítico para la generación analógica de la aceleración longitudinal;
- ε_2 = fracción del amortiguamiento crítico para la generación análogica de la aceleración vertical;
- σ_1 = esfuerzo longitudinal en la prueba triaxial;
- σ_3 = presión de confinamiento en la prueba triaxial;
- ϕ = ángulo de fricción interna;
- ϕ_s = valor medio del ángulo de la primera falla para los modelos con $e = 0.86$: $\phi_s = 47.2^\circ$;
- ϕ_0 = intervalo de confianza de 95° para el valor medio del ángulo de la primera falla. Fue determinado a partir de la prueba estática de los modelos con $e = 0.86$:
 $\phi_0 = 47.2 \pm 1.3$;
- ϕ_1 = intervalo de confianza 95% para el valor medio del ángulo de la primera falla. Fue determinado a partir de la prueba estática de los modelos con $e = 0.98$: $\phi_1 = 44.4 \pm 1.3$;

- ψ = ángulo de fase entre la aceleración vertical y la horizontal en la simulación analógica;
- ω_1 = frecuencia circular amortiguada de la vibración longitudinal de la mesa vibradora;
- ω_2 = frecuencia circular amortiguada de la vibración vertical de la mesa vibradora;

Subíndices a y p se refieren a las cuñas activas y pasivas de Goodman;

\approx significa aproximadamente igual a.

CAPITULO 1

INTRODUCCION

1.1 Descripción del problema

El problema en estudio se refiere al comportamiento de terraplenes de enrocamiento sujetos a movimientos sísmicos. Este tema ha adquirido importancia ahora que se están construyendo presas de gran altura (más de 200 m) en zonas sísmicas.

En dichas presas una pequeña reducción en la inclinación del talud representa disminuciones importantes del costo. Por otra parte no hay datos sobre el comportamiento de presas de enrocamiento sujetas a sismos intensos (Ambraseys, 1960, 1962, Duke 1960). Además las consecuencias desastrosas que produciría la falla de una de esas presas, hace necesaria una investigación cuidadosa del problema.

1.2 Objeto de la investigación

Este estudio trata únicamente una parte reducida del problema general, la correspondiente al comportamiento de terraplenes de materiales granulares bajo movimientos simples del terreno. Se supone que se conoce la excitación y que el movimiento en la base del terraplén puede representarse por una componente horizontal y otra vertical. La presa se idealiza como si fuera bidimensional. El estudio incluye tanto un tratamiento experimental como uno numérico.

Durante el proceso de planeación de la investigación, la falla violenta de un modelo, producida durante un ensaye diná-

nico mostró la necesidad de un mejor conocimiento del mecanismo de falla debida a cargas estáticas. El estudio se encaminó entonces a establecer las condiciones estáticas bajo las cuales se presente una falla progresiva en terraplenes de materiales granulares. Esto proporcionó una base para estudiar las variables que afectan el comportamiento dinámico.

Con objeto de tener un número mínimo de variables, el estudio se hizo para terraplenes de un material granular seco y uniforme. Los efectos de un corazón impermeable y de la presencia de agua almacenada se dejaron para un estudio posterior.

Para las pruebas de comportamiento estático y el material escogido, se estudiaron tres variables: la altura de los modelos, la relación de vacíos inicial, y la inclinación del talud; durante el estudio dinámico la relación de vacíos no se consideró. Únicamente se probaron y analizaron modelos con sección transversal trapezoidal.

1.3 Objetivos

El objeto del estudio fue establecer un modelo analítico tan simple como se pudiera y que tuviera las características sobresalientes del modelo físico. Una vez que fuera posible definir este modelo el estudio podría extenderse a prototipos. Se consideró importante encontrar pruebas confiables estáticas o dinámicas que definieran las propiedades de los materiales del modelo físico y del prototipo. Estas propiedades serán las

que se usen en el modelo analítico.

1.4 Organización

El siguiente capítulo contiene un estudio bibliográfico de trabajos previos, teóricos o experimentales. El Capítulo 3 describe las variables estudiadas y el diseño del experimento. Los Capítulos 4, 5 y 6 tratan respectivamente de las propiedades mecánicas de la arena usada, las técnicas constructivas y la prueba estática. El Capítulo 7 se refiere a las pruebas dinámicas y a la interpretación de los resultados obtenidos. El modelo analítico y sus aplicaciones son discutidos en el Capítulo 8. El Capítulo 9 contiene un resumen y las conclusiones. Al final el Apéndice A proporciona detalles del equipo desarrollado para las pruebas y de la instrumentación usada. La calibración de captadores se estudia en el Apéndice B. Ambos capítulos son importantes para la valuación de los resultados.

La presentación, hecha detalladamente, permite entender, criticar y mejorar el material descrito.

4.

CAPITULO 2
REVISION DE ESTUDIOS TEORICOS
Y EXPERIMENTALES ANTERIORES

2.1 Introducción

Los trabajos revisados se pueden clasificar en teóricos y experimentales, aún cuando en muchos casos la presentación de las teorías se haya acompañado de resultados de pruebas. En lo que sigue la división obedecerá al énfasis dado por los autores.

2.2 Estudios Teóricos

Estos pueden agruparse en elásticos e inelásticos y en lo que podría llamarse estudios granulares.

A. Casagrande (1936) introdujo su concepto de relación crítica de vacíos en arenas, el cual establece que cualquier arena, después de soportar deformaciones altas de corte, tenderá a adquirir la relación crítica de vacíos independientemente de la relación de vacíos inicial. De este estudio concluye que la compactación de enrocamientos debida a movimientos sísmicos no es factible por su corta duración. Casagrande hizo dos pequeños modelos de terraplenes de arena, uno en estado suelto y el otro compacto, ambos con agua almacenada. Se sometieron a la misma excitación; después de tres o cuatro movimientos, el de estado suelto fluyó quedando su superficie casi horizontal. El otro no sufrió cambios apreciables con estos movimientos. Concluyó que los modelos son más estables que los prototipos pues-

te que la reducción de resistencia al corte depende principalmente de la cantidad de deformación, el cambio de reducción de volumen, la permeabilidad y las dimensiones de la masa.

Mononobe, Takata y Matuzura (1936) hicieron estudios analíticos para determinar la respuesta dinámica de terraplenes triangulares, encontrando que las aceleraciones en la punta fueron mayores que en la base. Verificaron la teoría usando modelos de 20 cm hechos de agar-agar y de arcilla arenosa. Finalmente concluyeron que la diferencia entre las aceleraciones en la punta y en la base aumenta cuando el módulo de cortante es una función creciente con la profundidad, } *oj*

Katanaka (1955) estudió la vibración libre de presas de sección triangular simétrica, bajo las hipótesis de propiedades elásticas constantes, la suposición de Bernoulli respecto a deformaciones planas, y distribución uniforme de esfuerzos cortantes en planos horizontales. Haciendo comparaciones concluyó que la deformación de cortante es la más importante en presas de tierra de dimensiones comunes. También estudió un modelo bidimensional de sección triangular colocado en un cañón de forma rectangular; los apoyos en la base y laterales se consideraron empotrados; de aquí concluyó que para tener un error menor del 10 por ciento en el cálculo de los dos primeros periodos naturales, la longitud de la boquilla rectangular debería ser de 3 a 6 veces la altura de la presa. Para verificar esta parte del

estudio probó modelos de 8 cm de altura y varias longitudes. Registrando el desplazamiento normal al eje de la presa, encontró concordancia entre el periodo fundamental calculado y el observado; para el segundo periodo los errores fueron del orden del 20 por ciento. En conclusión, Hatanaka recomendó para diseño, el uso de un coeficiente sísmico basado en el primer modo de vibración.

Ambraseys (1960) calculó las respuestas elásticas de cortante bajo las mismas hipótesis que Hatanaka. Estudió la sección triangular simétrica, la sección trapezoidal, y la cuña simétrica sobre un manto elástico de espesor finito. Obtuvo expresiones para el coeficiente sísmico en cada modo de vibración y suscribió para diseño el uso de la combinación de los modos, usando el criterio de la raíz cuadrada o la suma de los valores absolutos cuando existan espectros de diseño para el sitio de la presa. Con las cargas correspondientes, sugiere hacer un análisis límite usando un círculo o combinaciones de ellos; para materiales no cohesivos los círculos se convierten en superficies planas de falla.

Minami (1960) informó de estudios analíticos que permiten localizar el círculo crítico de deslizamiento de un terraplón sin necesidad de tanteos. La localización del círculo se obtiene en función de la geometría y el coeficiente sísmico se calcula de acuerdo con la respuesta viscoelástica de la presa.

7.

Rashid (1961) obtuvo la respuesta elástica de una presa usando un módulo de cortante proporcional a la potencia $1/3$ de la presión de confinamiento despreciando nuevamente todas las deformaciones excepto las debidas a cortante. La potencia $1/3$ está basado en estudios de Richart (1960) sobre módulo dinámico de cortante de materiales granulares.

Minami (1962) estudió la estabilidad de un talud usando un análisis límite del tipo introducido por Sokolovsky. La diferencia radica en la función de esfuerzo usada por Minami; las fuerzas de cuerpo se obtienen de la respuesta elástica de la presa. Consideró varias distribuciones de presión de agua.

2.3 Estudios experimentales

Rogers (1906) sujetó una caja de $100 \times 75 \times 30$ cm con arena a un movimiento armónico. Observó que la arena seca sigue prácticamente los movimientos de la mesa excitadora en un rango considerable de amplitudes y aceleraciones; sin embargo cuando el material estaba húmedo, se presentaba un factor de amplificación, que crecía hacia la parte superior.

Jacobsen (1930) mejoró las pruebas cualitativas de Rogers midiendo el desplazamiento de la arena a diferentes alturas y variando el contenido de agua de un modelo al siguiente. Pudo observar que con contenidos de humedad inferiores a los de saturación, toda la arena se mueve en fase, pero, pasado este nivel se presentaba un movimiento caótico de la arena especialmente en la superficie. Para contenidos altos de humedad nunca se

obtenía un movimiento armónico. Jacobsen concluyó en este mismo estudio, que a cada ángulo estático de reposo correspondía uno dinámico y que este era función de la aceleración media a la cual se sujetaba la arena.

Tashokher (1930) experimentó con modelos hasta de 50 cm de alto, usando arena fina de cuarzo, aluvión* y cemento. El primer grupo lo constituyeron modelos cónicos; sus generatrices tenían la inclinación del ángulo de reposo del material y se obtenían vertiendo simplemente el material granular. La amplitud del movimiento fue de 1 cm y la aceleración máxima de la base varió entre 10 y 350 cm/seg². La aceleración se mantenía hasta obtener una forma que no cambiara. Un segundo grupo de pruebas se hizo en modelos prismáticos, los taludes formaban ángulos de 33.7° y 26.6° con la horizontal. En este segundo grupo se necesitaron aceleraciones mayores para obtener las mismas formas deformadas del primer grupo. La presencia de humedad en las arenas propició la formación de grietas durante la prueba. El aluvión y el cemento se comportaron como líquidos hasta profundidades de 5 cm durante las pruebas.

Miguin (1939) hizo modelos de arena fina (pasaba la malla de 0.5 mm) secada en el horno, y de arcilla. Los modelos de 13 cm de altura fueron centrifugados durante cinco minutos con

*Este término se define en el texto ruso como un material cuya cohesión está entre la de una arena y polvo de cemento.

una aceleración del orden de $97\ 000\ \text{cm}/\text{seg}^2$ que es equivalente a un aumento de peso de unas 100 veces. Se observó una reducción de altura de 3 mm; las inclinaciones de los taludes eran $34^{\circ}30'$ antes de la prueba; después fueron de $32^{\circ}05'$ en promedio; el ángulo de reposo del material fue $33^{\circ}06'$.

No se observó movimiento de alguna cuña, el cambio de perfil se atribuyó a los granos individuales que rodaron y a compactación. La superficie límite fue plana después de la reducción de inclinación.

Miguín también probó modelos de arcilla con agua almacenada y sin ella. Observó varias superficies de falla tras la aparición de grietas.

Todos los modelos se construyeron sobre una capa del mismo material.

Heiland (1938) hizo investigaciones relacionadas con la presa Hansen usando métodos sísmicos de exploración y un excitador vertical de frecuencia variable. En esta forma definió frecuencias de resonancia en el lugar de la presa y en su vecindad. Posteriormente construyó un modelo 1:200 encontrando que su primer modo de vibración coincidía con sus mediciones de campo. Sujetó el modelo a vibraciones horizontales observando que en resonancia (1.3 a 2 cps) los desplazamientos eran 3 a 4 veces mayores que los del terreno. Fuera de este intervalo de frecuencias el modelo se movía casi rígidamente con su

base.

Holland calculó la frecuencia fundamental de vibración suponiendo una rigidez uniforme de corte para verificar las pruebas. Discutió las frecuencias que podrían esperarse en el sitio de la presa concluyendo que solamente el primer modo tendría importancia en el comportamiento.

Jacobsen (1940) objetó el uso exclusivo del primer modo, argumentando que aun cuando los modos superiores proporcionan menores desplazamientos absolutos, la forma del modo es mas pronunciadamente curva, lo cual produce mayores esfuerzos cortantes. También objetó el uso de medidas de frecuencias en el campo como base para establecer un criterio de diseño.

Ramírez (1941) hizo pruebas en modelos de presas hechos de arena seca y arena húmeda; estos últimos se probaron unos con agua almacenada y otros sin agua. Los modelos de arena seca tenían 15 cm de alto y taludes con inclinaciones de 21.7° y 16.4° . Después de las pruebas se notaba reducción de la altura y abolsamiento de la sección. Para la misma sección no pudo producir falla en los modelos de arena húmeda, cambiándose la sección a 20 cm de altura y ángulos de 45° aguas abajo y de 33.7° aguas arriba. Estos modelos fallaron por deslizamiento de varias superficies interiores, no observándose movimiento apreciable de partículas en la superficie expuesta. Estos deslizamientos interiores corresponden al tipo de falla de terraplenas de mate-

riales cohesivos. La primera señal de falla fue la formación de una grieta longitudinal en la parte superior a dos tercios de la altura, en el talud de menor pendiente. Concluyó que las superficies de deslizamiento corresponden a las que podrían esperarse en una prueba estática inclinando el modelo.

Los modelos con agua almacenada presentaron fallas que coincidieron con la superficie más alta de flujo.

Ek-Khoo Tan (1948) construyó modelos llenando una caja de lámina galvanizada con un lado abierto. En esta forma el modelo estaba impedido de desplazarse en tres de sus lados y completamente libre del lado del talud. Los modelos fueron de arena seca colocada con su ángulo de reposo, que fue de 33° . El material se colocó tanto en estado suelto, con una relación de vacíos de 0.73, como en estado compacto, con una relación de vacíos de 0.65. Inclinando el modelo, el talud alcanzó un ángulo de 36° con la horizontal inmediatamente antes de producirse la falla; en todos los casos se formó un nuevo talud con inclinación de 33° después de la falla. El movimiento empezaba en la parte superior y estaba confinado a una zona pequeña próxima a la superficie. El ángulo de reposo parece haber sido independiente de la relación de vacíos inicial.

También se hicieron pruebas con dos gravas diferentes de tamaños uniformes de 9.5 mm y 19 mm ($3/8$ y $3/4$ in.). Se obtuvieron inclinaciones máximas, antes de la falla, de 36.5° y

42.5° respectivamente; estas se transformaron en 31° y 27° después de la falla.

El mismo autor probó modelos que cubría con una membrana y hacia el vacío. En esta forma simulaba fuerzas de cohesión pudiendo aumentar las inclinaciones alcanzadas anteriormente. Detectó superficies profundas de falla, típicas de terraplenes de materiales cohesivos, la ocurrencia de un aumento considerable en la pendiente crítica al aumentar el vacío interior. Para presiones pequeñas de confinamiento se observaron efectos importantes debidos a la restricción de la membrana. Comparando los valores de 36° obtenidos sin membrana se estimó que el efecto de la membrana era equivalente a una cohesión aproximada de 1.5 gr/cm².

Es importante hacer notar que el ángulo de fricción interna, obtenido de pruebas de corte, fue de 33° para arena en estado suelto, y de 41° para arena compacta; sin embargo, el ángulo de falla fue el mismo en ambos casos.

Ek-Khoo Tan complementó las pruebas anteriores con estudios fotoelásticos en modelos de gelatina y análisis plásticos aproximados.

Niwa y Mori (1958) hicieron pruebas dinámicas de nueve modelos de presas de enrocamiento, algunos con corazón impermeable vertical y otros con corazón inclinado. Se probaron modelos sin agua, con depósito lleno, y parcialmente lleno. Se comprobó que

el caso más desfavorable es el de depósito parcialmente lleno. Las aceleraciones en los modelos disminuyeron al aumentar la aceleración de la mesa vibradora. La aceleración en la punta, que en todos los casos fue la máxima, raramente excedió el 50 por ciento de la aceleración de la base y esto únicamente para los valores más bajos de la aceleración. La aceleración menor usada fue de 0.61 g. Llenando el depósito con agua se reducía la aceleración aguas arriba y se aumentaba aguas abajo en los modelos de núcleo central. En los modelos de corazón impermeable inclinado hubo reducción en ambos lados. Los de corazón central vertical acusaron diferencias notables entre puntos a la misma altura, localizados aguas arriba, al centro y aguas abajo de los modelos. Estas diferencias fueron casi nulas en los modelos de zona impermeable inclinada.

Clough and Pirtz (1958) hicieron pruebas en modelos de Glen de alto, unos con núcleos central y otros con núcleo inclinado próximo al talud de aguas arriba.

Los modelos de núcleo central tenían sección transversal simétrica con taludes de 29.70 en el tercio superior y de 24° en los tercios inferiores. Los de núcleo inclinado se construyeron con 24° aguas arriba y 35.6° aguas abajo. Estos últimos modelos se probaron sin contener agua, con agua a 4/10 de la altura y con agua hasta la corona. Los de núcleo central se probaron siempre con el depósito lleno. Las cargas

dinámicas se produjeron golpeando la mesa vibradora con un péndulo de 58 kg; se permitían dos rebotes. Las aceleraciones máximas se variaron entre 0.10g y 1.25 g. Los autores discutieron los requisitos dimensionales de similitud para longitudes, fuerzas y tiempo. La selección del material se hizo en tal forma que simulara las condiciones en la falla. El ángulo de fricción interna del material granular obtenido de pruebas de corte directo fue 48° , en tanto que de pruebas triaxiales con vacío se encontró 42° . El asentamiento de la corona y abultamiento de la sección se apreciaron únicamente después de aceleraciones máximas de 0.4 g. No se observaron líneas de falla de cortante a través de la arcilla o de la arena. Durante la oscilación armónica que siguió el movimiento transitorio de la mesa vibradora, se registraron aceleraciones en el extremo superior mayores en un 25 a 35 por ciento que las medidas en la base. Sin embargo, el golpe inicial, que ocasionó las mayores aceleraciones, se sintió con más fuerza en la base que en la corona.

Los autores concluyeron que aun cuando se excediera la resistencia de la arena al corte, al final se tendrían desplazamientos pequeños, porque, antes que tenga lugar un incremento importante, habrá un cambio de sentido en la dirección de la aceleración. También concluyeron que las presas de núcleo inclinado resisten mejor las acciones sísmicas que las de núcleo central; estas últimas rompen la continuidad entre las partes

de aguas arriba y aguas abajo de la presa.

Spielman (1958) discutiendo el trabajo anterior, hizo notar que la rotura y el cortante en los puntos de contacto de grandes rocas en el prototipo, causan asentamientos importantes. Este efecto no ha sido tomado en cuenta en los modelos descritos en la literatura consultada por el autor.

Ambraseys (1958) ha hecho énfasis en el efecto de consolidación; el cual tiende a aumentar en mayor grado la resistencia de los modelos de núcleo inclinado que las de núcleo central.

Davis (1960) informó de ocho pruebas dinámicas de modelos de 66 cm de alto, con núcleo inclinado. También probaron estáticamente cuatro modelos para valuar las propiedades del material y la técnica de modelaje. Dos pruebas se hicieron con vaso vacío y las otras con vaso lleno. La similitud de fuerzas se condicionó para verificar resistencia dinámica y no respuestas elásticas. Las pruebas con depósito vacío mostraron, contrariamente a lo anticipado, que no había habido efecto importante en la resistencia de la arena debido a una presión de poro negativa. El autor lo atribuyó a: 1) falta de expansión de la arena durante la prueba, 2) drenaje muy rápido que disipó la presión de poro, y 3) burbujas de aire retenidas entre la arena durante la prueba. Davis usó arena Monterey No. 20 como protección y un núcleo hecho de una mezcla de 75 por ciento de caolinita y 25 por ciento de bentonita.

Las aceleraciones se midieron con tres captadores Statham, uno colocado en la mesa vibradora, otro a media altura, y el último 10 cm abajo de la corona del modelo. Cada sismo simulado consistió en tres conjuntos de impactos; cada impacto del péndulo de 68 kg era seguido de dos rebotes. El primer impacto produjo una aceleración máxima del orden de 0.5 g.

La sección transversal de los modelos era trapecial con una inclinación de 21.8° aguas arriba y 32° aguas abajo, excepto en uno de los modelos en el cual este último valor llegó a 35.5° . La relación de vacíos de la arena era 0.61 y su ángulo de fricción interna 36.5° . Las aceleraciones medidas variaron considerablemente con la altura; resultados típicos muestran 0.53 g en la base, 0.28 g a media altura y 0.48 g a 10 cm abajo de la corona.

Es interesante notar que para el talud con 35.5° de inclinación se reporta cierto escurrimiento de los granos de la superficie.

Las pruebas estáticas se hicieron inclinando la mesa vibradora hacia el lado de aguas arriba. Se encontró una buena concordancia entre los valores calculados y la prueba estática; el error máximo en el ángulo fue de 7 por ciento.

Los sismos simulados produjeron pequeños asentamientos de la parte superior de la presa y pequeños levantamientos de la parte inferior de los taludes. Como se esperaba, el asentamien-

to del talud de aguas arriba depende de la resistencia del material impermeable del núcleo y de la aceleración impuesta. El asentamiento máximo fue 2.9 por ciento de la altura del modelo cuando la resistencia de la arcilla al corte fue 3.2 gr/cm^2 .

Minami (1962) sugiere tomar en cuenta los cambios volumétricos elásticos y la presión de poro generada por estos en el cálculo de los esfuerzos efectivos. Estos deben usarse en la ecuación de resistencia de Coulomb. La contribución importante en su estudio fue, sin embargo, la medición de los esfuerzos en diferentes puntos de un modelo de 5 cm de espesor y 45 cm de altura. Se construyeron para este efecto pequeños captadores provistos de medidores de deformación, con ellos se midieron esfuerzos normales en tres direcciones en el plano. Minami concluyó de estas mediciones que los esfuerzos internos permanecían elásticos, excepto en la vecindad de la superficie expuesta de los taludes, donde los esfuerzos llegaban al rango plástico. La misma conclusión resultó cierta durante las pruebas dinámicas. De acuerdo con esto, él sostiene que el uso de un modelo viscoelástico de análisis predice correctamente la distribución de coeficientes sísmicos.

Seed y Clough (1963) calcularon usando los resultados de Davis (1960) el coeficiente sísmico de acuerdo con el criterio de Ambraseys (1960), usando un módulo de cortante constante y los espectros de la mesa vibradora. Los valores obtenidos en

esta forma, varían de 0 en la base a 1.35 g en la cresta para 20 por ciento del amortiguamiento crítico. Para estas cargas el modelo sería inestable, demostrándose que el uso de la respuesta elástica para diseño es muy conservador.

Goodman (1963)* describe el trabajo de Martin y Reg, el de Dixon, y el de Power sobre presas con pantalla inclinada. Martin y Rey (1951) observaron la variación de aceleración con la altura en un modelo. Dixon además observó que una vez excedido cierto valor de la aceleración de la mesa vibradora, la aceleración de la cresta permanecía constante. El cociente entre la aceleración en la cresta y en la base cuando empezaba la cedencia estaba entre 2 y 2.5.

Power probó un modelo instrumentado con capas de diferentes colores, se disponía de 5 acelerómetros y 5 captadores de desplazamiento. Concluyó que la falla se producía por movimiento horizontal de una cuña pasiva que pasa por el pie del talud y una cuña activa moviéndose hacia abajo paralelamente a la pantalla inclinada. Con un análisis pseudostático de cuñas se predecía el límite entre las zonas activa y pasiva.

Las pruebas de modelos de la presa de núcleo central de Croville, hechos por Seed (1963) también se describen en la Tesis de Goodman. El primer modelo representaba toda la pre-

*Una copia de esta tesis fue amablemente proporcionada por el Profesor Harry Seed cuando se estaba escribiendo este informe. Algunas de las referencias de este capítulo se conocieron a través de la tesis de Goodman.

sa, el segundo correspondió a un estado intermedio de la construcción. Las inclinaciones de los taludes del primer modelo fueron 20° y 26.5° para aguas arriba y aguas abajo, respectivamente; tuvo un asentamiento de 0.3 por ciento de la altura con una aceleración máxima de la mesa de 0.3 g. El modelo 2 tenía un talud combinado, aguas arriba las inclinaciones eran de 20.0° en la parte inferior y 33.8° cerca de la punta, aguas abajo se tenía un talud a 32° . Este modelo sufrió una pérdida considerable de altura (6 m si se traduce al prototipo) debido a escurrimiento del material de la superficie en ambos taludes. El corazón se asentó menos y quedó expuesto en la cresta.

Goodman (1963) se ocupó principalmente del comportamiento de materiales granulares sobre un talud. La mayoría de sus pruebas se hicieron en 20 cm de material granular colocados sobre una cuña rígida.

Suponiendo un talud infinito y cuerpos rígidos deslizando sobre una base indeformable, encontró que la dirección más crítica, para la aceleración apuntaba hacia el terraplén ϕ grados hacia abajo de la dirección del talud, donde ϕ es el ángulo de fricción interna del material. Goodman encontró que cuando $(\phi - \beta)$ es razonablemente pequeño la aceleración crítica es un tanto por ciento menor que la aceleración horizontal. A continuación estudió el caso de un talud fi-

nito, el cual analizó suponiendo la existencia de una cuña pasiva que comprende el pie del talud y una cuña activa. Por aproximaciones sucesivas encontró la aceleración horizontal mínima, $A_y g$ (aceleración de fluencia) necesaria para producir desplazamientos de las cuñas y también la profundidad crítica (profundidad a la cual tiene lugar el deslizamiento). Concluyó de estos análisis que cuando se trata de un material con cohesión la aceleración necesaria para producir deslizamiento es infinita y por tanto la presencia de deslizamientos requiere la existencia de un espesor finito. Por otro lado para materiales sin cohesión la profundidad crítica debe ser nula; por tanto la aceleración de fluencia producirá escurrimiento de granos en la superficie; la aceleración crítica para este caso es idéntica a la obtenida en el análisis de taludes infinitos.

Goodman hizo también pruebas de corte con presiones normales muy bajas, del orden de 1 gr/cm^2 . Una capa de material granular se pegó a una placa rígida y se colocó sobre arena muy compacta confinada, la tapa rígida con el material adherido a ella hacia las veces de la parte móvil de una caja de corte directo. Estas pruebas mostraron que existía una cohesión aparente (ordenada al origen de la envolvente de Mohr) para la condición más compacta, y que esta cohesión se reducía y llegaba a cero para deformaciones grandes (estado suelto) después de alcanzar la resistencia máxima. El ángulo de fricción interna

también se redujo debido al aumento de deformación. Para verificar la existencia de la cohesión aparente, Goodman hizo una prueba colocando dos cuerpos rígidos de diferente peso en un talud de 32° . Encontró que el cuerpo más pesado se desplazaba más que el más ligero para las mismas aceleraciones del talud. Llevó a cabo pruebas dinámicas de taludes sujetos a una aceleración constante en toda su altura. Para construir los modelos, se colocaba una capa de arena en una caja en posición horizontal, se vibraba para obtener una condición muy densa, montándose posteriormente en una cuña sólida de madera cuya inclinación era la del talud que se deseaba probar. Las aceleraciones para obtener un movimiento perceptible de los granos fueron mucho mayores que lo calculado usando la teoría de talud infinito. Introduciendo la cohesión aparente en los cálculos se redujo la diferencia, pero las aceleraciones medidas siguieron siendo mayores que lo previsto. Se obtuvo concordancia cuando la observación de fluencia se consideró como aquella que producía un desplazamiento igual a 0.2 veces el diámetro de un grano de la superficie, observado con un telescopio.

Tres tipos de fallas se presentaron en estas pruebas: movimiento de un bloque de la mayoría del talud, movimiento localizado de un bloque, y falla progresiva aparecida en dos de los modelos con inclinación de 35° .

Se hizo un cuidadoso estudio de estabilidad suponiendo una

superficie de falla formada por dos planos inclinados. Esta hipótesis se formuló después de observar las fallas obtenidas en las pruebas dinámicas. Uno de los planos corresponde a la zona activa (fig 2.1). La frontera entre las zonas activa y pasiva se consideró vertical puesto que una desviación pequeña respecto a la vertical no cambia las condiciones en forma significativa. Para determinar el ángulo que estos planos forman con la horizontal y la profundidad máxima de la cuña de deslizamiento, un gran número de problemas fueron resueltos en una computadora para definir el valor mínimo de la aceleración.

Para los datos usados se concluyó que el mínimo, aun cuando esté bien definido no es un valor mucho menor que los valores próximos a él. También se estableció que el ángulo de fricción interna, ϕ , no es una variable muy significativa en la profundidad crítica. Como se ve en la fig 2.2, donde se muestran varias superficies críticas correspondientes a valores aproximadamente iguales de las aceleraciones de fluencia respectivas, es razonable suponer que la falla tiene lugar en un volumen y no a lo largo de una superficie definida.

Como resultado de los análisis de Goodman se concluyó que la aceleración crítica horizontal de fluencia es

$$K_y \text{ crit horiz} = \tan(\phi - \beta + 10.2 \left(\frac{C_1}{l}\right)^{0.64})$$

donde C_1 representa la cohesión aparente en psf y l la longitud del talud en ft, β es el ángulo que forma el talud con un plano horizontal, ϕ el ángulo de fricción interna.

Para la arena Monterey No. 20, la superficie de deslizamiento prevista es similar a la observada pero mucho menos profunda. Para la arena triturada Watsonville No. 4 - No. 8 la superficie teórica de falla se encontró dentro de la zona de deslizamiento. Además las aceleraciones de fluencia predichas aproximadamente coinciden con las medidas. Goodman afirma que el ángulo con el cual se llega a la falla, al ir aumentando la inclinación del talud durante una prueba estática, se puede predecir usando la fórmula de la prueba dinámica con la misma cohesión y, lo que es mas importante, que las pruebas estáticas de inclinación del talud se pueden usar para predecir la aceleración de fluencia del mismo.

También hizo pruebas dinámicas sobre una mesa movida armónicamente por un motor de velocidad variable. La muestra tenía 7.5 cm de profundidad, 35 cm de longitud y un ancho de 28 cm. Las aceleraciones medidas fueron ligeramente superiores a las medidas en la mesa vibradora grande. Para inclinaciones menores de 33° , un block poco profundo de la cuarta parte superior se deslizó. Después de muchos ciclos se observó una nueva inclinación del talud bajo equilibrio dinámico. El nuevo plano interceptaba al anterior entre 60 y 64 por ciento

de la longitud del talud. El mecanismo de falla fue por tanto diferente del observado en la mesa vibradora de mayor tamaño.

Para medir los desplazamientos de un talud durante vibración forzada, Goodman hizo una prueba midiendo los desplazamientos con un transformador diferencial variable lineal. Los cálculos se hicieron mediante doble integración del acelerograma que queda arriba de la aceleración de fluencia. Los desplazamientos medidos fueron del orden de 1.5 veces los calculados. Las reducciones del ángulo de fricción interna y de la cohesión, después de cada ciclo, fueron consideradas numéricamente. Esta reducción de la resistencia también se observó en las pruebas de corte directo y en las dinámicas, en las cuales se registraron mayores desplazamientos con menores aceleraciones después de unos ciclos.

El mismo autor informó de una prueba para la cual la aceleración tenía una distribución trapezoidal con la altura. Después de la prueba se observaron tres superficies bien definidas de deslizamiento (fig 2.3). El modelo fue expuesto a siete sismos simulados, aumentando la aceleración máxima de 0.1 a 0.7 g en incrementos de 0.1 g.

CAPITULO 3

VARIABLES ESTUDIADAS Y DISEÑO DE EXPERIMENTOS

3.1 Introducción

El punto principal de la investigación experimental fue discernir cuáles son las variables importantes en el comportamiento dinámico de terraplenes de materiales no cohesivos. El estudio experimental se dividió en dos partes: una comprendió pruebas estáticas y la otra se refirió directamente a pruebas dinámicas. La primera parte se planeó para comprender mejor la falla progresiva observada en algunos modelos y para proporcionar un valor cuantitativo de la resistencia al corte que debería suponerse en la interpretación de los modelos probados dinámicamente.

Se planeó un experimento consistente en todas sus fases. En este capítulo se discuten únicamente los aspectos estadísticos del experimento; los capítulos siguientes describirán con detalle la construcción y las pruebas, el control usado para ello, algunas de las especificaciones, y el equipo y técnicas usadas para hacer mediciones durante la prueba.

3.2 Programa de pruebas estáticas

Los datos para este programa se obtuvieron inclinando la mesa vibradora sobre la cual descansaba el modelo del terraplén. La variable por medirse durante la prueba fue el ángulo de falla, que es igual al ángulo del talud más el ángulo de inclinación de la mesa.

Las variables consideradas significativas fueron la relación de vacíos, la altura del modelo y el factor de seguridad estático. Esta última variable se define como $G_s = \tan \phi / \tan \beta$ donde β es el ángulo que el plano del talud forma con el plano horizontal, y ϕ es el ángulo de fricción interna del material no cohesivo. Este ángulo es función de la relación de vacíos.

Dos valores extremos de cada variable se escogieron para el estudio: la relación de vacíos máxima y la mínima que pueden obtenerse bajo condiciones controladas; para el factor de seguridad dos valores que se consideraron aproximados de sus límites superior e inferior; y para la altura 1 m y 0.60 m; el límite superior de la altura se fijó de acuerdo con el tamaño de la mesa disponible, el límite inferior se tomó como 0.60 m pues una prueba preliminar con tamaños mucho menores (0.30m) indicó que habría dificultades en la construcción del modelo, y, lo más importante, que el procedimiento usado para obtener una relación de vacíos constante con los modelos más grandes no se podría aplicar directamente a los modelos más chicos.

La longitud transversal de los modelos fue constante igual a 4.46 m. Esto representa por lo menos 4.5 veces la altura del modelo, por lo cual se supuso que la restricción proporcionada por los apoyos verticales era nula y todo el modelo se consideró bidimensional.

Para las tres variables y dos niveles de cada una, se pro-

puso un experimento factorial de ocho modelos (2^3) sin réplicas. La falta de ellas implica la hipótesis que las interacciones son equivalentes a los efectos del error. Además hay únicamente cuatro grados de libertad para los errores, por lo cual no puede esperarse mucha exactitud en la estimación de errores. Este diseño se justificó considerando que no habría efectos importantes de interacción entre las variables. En caso de encontrar errores importantes en algunas de las pruebas, se planeó hacer una réplica del experimento.

La probabilidad del intervalo de confianza para el experimento se fijó en 95 por ciento, esto es, se acepta que cinco por ciento de las veces, se rechace la hipótesis correcta aun cuando sea verdad. Este valor se juzgó razonable.

TABLA 3.1

EXPERIMENTO FACTORIAL PLANEADO PARA LAS PRUEBAS ESTADÍSTICAS

Altura, h (m)	Relación de vacíos, e	Factor de seguridad, G_{s2}	Número de modelo	Orden en que se probaron
1.00	0.98	1.15	4	2
		1.40	5	7
	0.86	1.15	6	1
		1.40	7	4
0.60	0.98	1.15	8	3
		1.40	9	6
	0.86	1.15	10	5
		1.40	11	8

Los niveles de la relación de vacíos se fijaron después de algunas pruebas preliminares hechas en una caja de 1.5 x 1.5m y 0.30 m de alto. La arena elegida se colocó en la caja usando el mismo procedimiento planeado para el experimento, esto es, colocando la arena en capas delgadas y golpeando su superficie un número fijo de veces con un pizón estándar que cae libremente desde una altura constante. Los niveles de 0.86 y 0.98 se seleccionaron, pues el tomar una relación menor implicaba demasiados golpes por unidad de área y el peligro de romper algunos granos; el límite superior no se pudo aumentar sin el riesgo de obtener relaciones de vacíos ligeramente diferentes en cada prueba.

La arena escogida para el experimento se obtenía de las minas de Santa Fe en el Distrito Federal; era subangular, uniforme, de origen volcánico y conteniendo granos de tamaño grande. La selección se basó en la reproductibilidad que puede lograrse en una arena con granos uniformes; también en el hecho de que el cambio en la relación de vacíos es muy importante en la resistencia al corte para relaciones de vacíos pequeñas y menos sensible para relaciones grandes. Los granos se escogieron grandes porque para estos tamaños la influencia del tamaño en la resistencia al corte es menor (fig 3.1).

3.3 Programa dinámico

El número de variables presentes en el comportamiento di-

námico es mucho mayor que para las condiciones estáticas, además tomando en cuenta que la prueba de cada unidad es cara, el experimento se planeó para ver únicamente el mecanismo de deformación o cambio de forma de los terraplenes bajo excitación dinámica de su base. Se planeó hacer una simulación con computadora al terminar la etapa experimental. De acuerdo con esto las variables por estudiar fueron el factor de seguridad y la altura de los modelos. Cambios controlados de otras variables importantes, como la relación de vacíos o la historia de carga dinámica, fueron omitidos. Para la relación de vacíos se escogió la menor de las usadas en las pruebas estáticas; de otra manera se habría introducido un efecto adicional de compactación que podría obscurecer el comportamiento. La historia de carga se mantendría en todos los modelos del experimento. La frecuencia de excitación por otra parte se varió debido a la diferencia de alturas y masas de los modelos.

Cada modelo se pondría transversalmente a la aceleración longitudinal de la mesa vibradora. Uno de los taludes debería tener un factor de seguridad estático mayor que el del otro, para evitar interacción entre las deformaciones de ambos taludes.

Asociados al primer medio ciclo del movimiento de la mesa hay aceleraciones transitorias altas, por lo tanto, el talud más inclinado se construyó hacia el lado de la aceleración ini-

cial de la mesa. Este se llamará el lado del resorte de la mesa vibradora; el otro, el lado del disparador. Aun cuando el objetivo principal no era encontrar conclusiones estadísticas sino establecer las bases para un modelo analítico, el diseño del experimento se hizo también en forma factorial de 2×2 . La tabla 3.2 muestra las pruebas programadas.

TABLA 3.2

EXPERIMENTO FACTORIAL PLANEADO PARA LAS PRUEBAS DINAMICAS

Relación de vacíos, e	Factor de seguridad, lado del resorte, G'_{s1}	Altura, h (m)	Número del modelo	Orden de prueba	Factor de seguridad, lado disparador, G'_{s2}
0.86	1.18	0.60	15	4	1.44
		1.00	16	3	
	1.44	0.60	17	2	2.42
		1.00	18	1	

Los factores de seguridad, G'_{s1} y G'_{s2} de la tabla 3.2 se calcularon después de terminar las pruebas estáticas de terraplenes:

$$G'_{si} = \frac{\tan \phi_s}{\tan \beta_i} \quad (i = 1, 2)$$

ϕ_s = ángulo promedio de resistencia, determinado por las pruebas estáticas (es igual a 47.2°)

β_1 = ángulo del talud más inclinado

β_2 = ángulo del talud menos inclinado

El orden en que se probaron todos los modelos, tanto estáticos como dinámicos, se fijó usando una tabla de números casuales de distribución rectangular.

CAPITULO 4

PROPIEDADES MECANICAS DE LA ARENA DE LOS MODELOS

4.1 Introducción

Los resultados presentados en este capítulo se buscaron para investigar la resistencia al esfuerzo cortante de la arena usada en los modelos, a la que se llamará simplemente arena. En esta fase de la investigación se hicieron pruebas triaxiales, con medición y sin ella de cambios volumétricos, con presiones de confinamiento bajas; pruebas de corte directo con presión lateral muy baja; pruebas en un depósito inclinable; y pruebas de fricción intergranular.

Otras características determinadas fueron la granulometría, la densidad de sólidos, y el contenido de agua. Esta última característica se estudió con fines de control durante la construcción de los modelos, y para corregir la relación de vacíos promedio de cada modelo.

4.2 Granulometría, densidad de sólidos, y contenido de agua

La distribución del tamaño de los granos de cada muestra de área se hizo usando el vibrador mecánico estándar y el juego de mallas correspondiente. Las características de la distribución pueden resumirse como sigue:

$$D_{10} = 3.03 \text{ mm}$$

$$D_{30} = 3.55 \text{ mm}$$

$$D_{60} = 4.21 \text{ mm}$$

$$C_u = 1.39$$

$$C_c = 0.99$$

Donde C_u es el coeficiente de uniformidad $C_u = D_{60}/D_{10}$

$C_c = (D_{30})^2 / (D_{10} D_{60})$ es el coeficiente de curvatura

D_p = tamaño límite de los granos, tal que p por un ciento de la muestra tiene tamaño menor que D_p .

Estos son valores medios obtenidos de 82 muestras. Las variaciones entre las muestras de los modelos fueron pequeñas, como se esperaba, puesto que la arena se seleccionaba previamente con las mallas cuatro y ocho. Una curva granulométrica típica se muestra en la figura 4.1.

El contenido de agua se determinó para cada modelo con fines de control, para detectar si en el tratamiento de la arena entre un modelo y otro había cambios inconvenientes. El mayor contenido de agua encontrado después de un muestreo cuidadoso de todos los modelos fue 0.66 por ciento. Una gran variación se observó de modelo a modelo y aun entre muestras del mismo modelo. La condición seca se obtenía después de 24 horas de mantener cada muestra en un horno a 104°C . La relación de vacíos se calculó para cada modelo, de acuerdo con el contenido de agua promedio encontrado en las muestras de control del modelo.

La densidad de sólidos se determinó inmediatamente después de las pruebas de contenido de humedad usando el método de picnómetro o volumen constante. Se obtuvieron variaciones entre

2.57 y 2.63 según el tiempo que se hubiere hervido y hecho el vacío en el matraz. El procedimiento finalmente se estableció en 20 minutos. El valor promedio de 67 muestras obtenido en esta forma fue 2.615. Todas las relaciones de vacíos aquí publicados fueron calculadas con este promedio.

4.3 Pruebas triaxiales

Se hicieron pruebas triaxiales drenadas en muestras de 6 y 10 cm de diámetro con deformación controlada de 1 mm/min. En la mayoría de los casos se usaron tres muestras de 6 cm para definir cada envolvente de Mohr. La presión confinante mínima en todos los casos fue 0.01 kg/cm²; la siguiente fue 0.05 kg/cm², 0.10 kg/cm², y la más grande de 0.20 kg/cm².

Una envolvente de Mohr típica (fig 4.2) obtenida en esta forma presenta una cohesión aparente grande que no se observa en las pruebas de corte directo. Por esta razón, y atendiendo a las bajas presiones del modelo, se trazó una línea recta tangente al primer círculo de Mohr y pasando por el origen; el ángulo que forma esa recta con la horizontal se consideró igual al ángulo de fricción interna, obtenido en esta forma, con la relación de vacíos de las diferentes muestras. Hay únicamente siete puntos y la variación entre ellos es grande. El intervalo de confianza de 95 por ciento para estimación de valores medios, se encuentra representado en la misma figura. Estas pruebas se hicieron aplicando presión exterior de agua para dar el confina-

25

diecto lateral. En cuatro de las muestras se corrigió el área de acuerdo con los cambios volumétricos. El esfuerzo normal calculado se redujo correspondientemente, siguiendo la hipótesis de que la muestra deformada es cilíndrica. Los cambios volumétricos se midieron usando el sistema de presión constante de aire. Para estas presiones de confinamiento tan pequeñas, la restricción de la membrana impermeable puede ser importante como también puede serlo el peso propio de la muestra, que tampoco se consideró en los cálculos. Ambos efectos se contrarrestan entre sí parcialmente. No pareció justificable ante las incertidumbres de la prueba para presiones tan bajas, una mayor discusión del punto o la continuación de pruebas; en su lugar se hicieron pruebas de corte directo para presiones normales tan bajas como 2 gr/cm^2 .

Las probetas de 10 cm mostraron para presiones altas (hasta 11 kg/cm^2) la no linealidad de la envolvente de Mohr (fig 4.4). Este efecto se presenta indudablemente en prototipos. Sus consecuencias se discutirán en el capítulo 6. Otras pruebas hechas a la arena de los modelos (arena de Santa Fe), en muestras de 1.13 m de diámetro, tanto en estado suelto como compacto, han sido detalladamente estudiadas (Marsal, 1963); se encontraron ángulos de fricción interna en el origen, iguales a 38.5 y 46.6° (figs 4.5, 4.6).

4.4 Pruebas de corte directo

Para hacer las pruebas de corte directo con presiones bajas de confinamiento, del orden de gramos por centímetro cuadrado, se construyó una caja de plexiglás. Tiene un depósito inferior de 20 x 25 cm y 1 cm de altura, dividido en diez partes por medio de láminas delgadas de aluminio. Otro depósito idéntico al anterior constituye la parte superior de la caja de corte. Una lija de tela se pegó en las tapas inferior y superior (fig 4.7).

Antes de la prueba se colocan dos separadores de 0.16 mm entre las dos partes, la tapa de la parte superior se quita, y la muestra de arena, previamente pesada, se deposita a razón de una décima parte por cada compartimiento. Para la condición más densa ($e = 0.86$) se requirió vibración manual para meter todo el material en la caja. Una vez colocada la muestra y atornillada la tapa, se conecta la parte superior de la caja a un eje vertical por medio de un alambre. El eje es movido por un motor eléctrico de velocidad variable.

Las pruebas se hicieron con una deformación controlada de 0.13 mm/min. El desplazamiento horizontal relativo, entre la parte inferior que está fija y la superior, se mide con un micrómetro de carátula. El movimiento vertical se determina en la misma forma. La velocidad de deformación se puede mantener constante para resistencias al cortante por lo menos hasta 30 gr/cm² (último valor calibrado). Todo el conjunto se muestra en la figu

ra 4.8. La fuerza que se aplica a la caja se determina por medio de un cilindro de aluminio previamente calibrado que se sujeta a torsión. El cilindro se coloca entre el eje vertical y la polea que jala el alambre de carga.

El esfuerzo cortante se calculó dividiendo la carga aplicada al alambre entre el área corregida transversal de la caja. La corrección se hace a partir de los desplazamientos relativos entre la parte superior y la inferior de la caja de corte. Los dibujos de las figuras 4.9 y 4.10 muestran el desplazamiento horizontal relativo y los esfuerzos cortantes para las relaciones de vacíos de 0.86 y 0.98 y diferentes presiones verticales; las figuras 4.11 y 4.12 se obtuvieron de las anteriores dividiendo el esfuerzo cortante entre la presión vertical aplicada. En estas figuras puede apreciarse el cambio de ángulo de fricción interna debido a la deformación de cortante. El ángulo se calculó como $\phi = \text{ang. tan } s/p$. Dos pruebas se hicieron para cada una de las presiones normales seleccionadas; primero las presiones se escogieron en orden creciente de valores, después en forma aleatoria. Para obtener la presión de 2.37 gr/cm^2 , la tapa del depósito superior tuvo que quitarse después de colocada la arena. Las condiciones de una muestra después de terminar la prueba y quitar cuidadosamente la parte superior, se ilustran en la figura 4.13.

Tres de las gráficas de la figura 4.10 corresponden a prue

bas hechas con control de esfuerzo y no de deformación. Para ello se aplicaron directamente cargas muertas; los incrementos finales fueron de 0.5 gr/cm^2 . Los esfuerzos máximos alcanzados para las dos relaciones de vacíos (0.86 y 0.98) y para presiones verticales hasta 17 gr/cm^2 están marcados en las figuras 4.14 y 4.15. También se dibujaron los esfuerzos cortantes correspondientes a desplazamientos de 1.5 cm. También se representaron líneas rectas ajustadas por mínimos cuadrados y los intervalos de confianza para estimaciones individuales al nivel de probabilidad de 95 por ciento. Debe hacerse notar el reducido intervalo de confianza y la pequeña cohesión aparente que en ningún caso excede 1 gr/cm^2 . También es notable la reducción pronunciada de resistencia que se obtiene después de 1.5 cm de desplazamiento.

Los ángulos de fricción interna determinados mediante pruebas triaxiales se compararon con los correspondientes a la resistencia máxima obtenida de pruebas de corte directo. Para estas pruebas, los ángulos que resultaron de 61.4° y 57.4° para $e = 0.86$ y $e = 0.98$, respectivamente, caen próximos a gráficas de pruebas triaxiales como se ve en la figura 4.3. El punto para la muestra más densa, que cae dentro del intervalo de confianza, en la parte donde este está definido, es más significativo que el punto para material suelto, para el cual no hay información de pruebas triaxiales, aun para presiones confinantes

bajas, son, probablemente, menos inciertos de lo que parece. Esto requiere mayor verificación.

Los ángulos de 61.4° y 57.4° señalados se determinaron ajustando por mínimos cuadrados rectas que pasan por el origen, a los datos de las pruebas de corte directo. Debe notarse que estas líneas caen dentro del intervalo de confianza definido en las figuras 4.14 y 4.15.

4.5 Pruebas en el depósito inclinable

Tratando de encontrar un experimento sencillo para correlacionar los resultados de las pruebas triaxiales y de corte directo con la investigación estática de terraplenes, se hicieron pruebas en un depósito inclinable.

Se construyó una caja de madera de 1.45×1.45 m y 0.3 m de altura a la cual se fijó una barra circular en una de sus aristas. La barra se articuló a dos soportes horizontales de concreto. El interior de la caja se trató con asfalto al cual se pegó una capa de arena. Para la prueba se colocaron dentro del depósito, capas horizontales de 5 y 10 cm de arena, compactada en la misma forma planeada para los modelos. La caja se inclinaba por medio de una garrucha de cadena.

Se observaron tres etapas en cada prueba: primero, rotación ligera de los granos; segundo, caída de uno o varios granos; y tercero el rodamiento de un volumen considerable de arena.

Los resultados de estas pruebas preliminares para las dos relaciones de vacíos de interés y dos espesores de arena se muestran en la figura 4.16. Los ángulos promedio de falla para $e = 0.85$ y $e = 0.98$ fueron 42.0 y 41.5° , respectivamente. No se encontró diferencia estadística al nivel de confianza establecido de 95 por ciento respecto a la relación de vacíos, ni respecto a espesor de la capa de arena. Sin embargo, se observó cierta diferencia respecto al tipo de falla: para espesores de 10 cm, la falla fue completa, mientras que para las pruebas de 5 cm, se formaron canales de arena que fallaron mientras que otros permanecían intactos en el depósito.

Se hicieron algunas pruebas con espesores de arena de 0.5 cm. Aquí es difícil garantizar la relación de vacíos obtenida, por tanto los resultados son menos confiables que para las otras pruebas. Los ángulos de falla medidos también se representaron en la figura 4.16, junto con otras observaciones, que dado su carácter subjetivo, deben ser menos precisas.

4.6 Determinación del ángulo de reposo

Se consideró importante hacer una determinación precisa del ángulo de reposo. Con este objeto se construyó un cono de arena de 80 cm de alto, vertiendo pequeñas cantidades de arena sobre la malla cuatro desde la cual caían al montón. La malla se mantuvo siempre 15 cm arriba del punto más alto del cono. Las operaciones efectuadas durante la construcción se presen-

ten en las figuras 4.17 y 4.18. Las estimaciones del ángulo de reposo a diferentes alturas se obtuvieron promediando cuatro mediciones hechas a 90° en planta. Las mediciones se hacían al llegar a la altura deseada e inmediatamente después de un deslizamiento. A esto se deben las pequeñas discrepancias encontradas en las medidas tomadas en un lado que se movió mientras que otro seguía incrementándose. El ángulo promedio para diferentes alturas aparece en la figura 4.19.

4.7 Fricción intergranular en la arena

El llamado ángulo de fricción interna de los materiales granulares depende de la disposición de los granos (interlocking, que en lo sucesivo se llamará trabazón) y de la fricción que puede desarrollarse entre ellos. Por lo tanto, se estimó la fricción intergranular, aunque burdamente.

Primero se contaron piedras (30 cm de longitud máxima) de enrocamiento de Santa Fe, cuya composición mineralógica debe ser la misma que la de la arena del mismo nombre, hasta obtener un plano liso. Se coló yeso alrededor de la piedra, dejándose ahogado un tubo que permitiría inclinar la piedra. Sobre la cara plana se colocó una pequeña caja de plexiglás, 10 x 12 cm, a la cual se pegaron rígidamente granos de arena de Santa Fe hasta cubrir completamente la caja. Se colocó plomo dentro de la caja para hacer pruebas con distintas presiones. La piedra se inclinaba lentamente (fig 4.20) hasta que la caja deslizaba.

Se hicieron varias pruebas con diferentes presiones y distintas piedras. Los resultados se presentan en la figura 4.21 junto con una recta ajustada por mínimos cuadrados. El intervalo de confianza (95 por ciento) también está dibujado.

Los resultados, aun cuando presentan la tendencia esperada, están demasiado dispersos para obtener conclusiones cuantitativas. Sin embargo, las gráficas indican la posibilidad de desarrollar fuerzas de fricción importantes entre los granos de esta arena.

Subsecuentemente se discutirán los resultados de este capítulo, en relación a las pruebas estáticas y dinámicas de modelos de terraplenes.

CAPITULO 5

CONSTRUCCION DE MODELOS DE PRESAS

5.1 Procedimiento de construcción

Durante la planeación del experimento se consideró necesario llevar un control efectivo de la relación de vacíos para obtener uniformidad dentro del modelo mismo. Con este fin, antes de iniciar la construcción de cualquier modelo, se calculó el peso de la arena y el número de golpes por unidad de área para cada capa de 5 y 10 cm de espesor, de acuerdo con la relación de vacíos deseada. El número de golpes se fijó de acuerdo con la calibración descrita en el Capítulo 3.

Cada golpe se produjo con un pizón cuadrado de 15 x 15 cm de área y 2.5 kg de peso, el cual se dejaba caer libremente desde una altura constante de 17 cm. La altura de caída se controlaba con el dispositivo mostrado en la figura 5.2.

Al principio del experimento la losa de concreto de la mesa vibradora descrita en el Apéndice A se cubrió con una capa delgada de asfalto y arena que diera una fricción en la base del modelo por lo menos igual a la del resto del modelo. La base se reparó después de cada prueba.

La primera etapa de la construcción consistió en dibujar la sección transversal del modelo en las dos paredes de plexiglás de la mesa vibradora. A continuación se aplicó al plexiglás una

capa delgada de aceite de ricino y sobre este se colocó papel celofán delgado, el cual se fijó al plexiglás con cinta transparente (dicha cinta se quitó antes de iniciar las pruebas del modelo). Esta precaución se tomó para reducir la restricción del plexiglás sobre el modelo. Este procedimiento resultó satisfactorio y se prefirió a una capa de teflón que hubiera proporcionado mayor fricción entre la arena y el plexiglás.

La cimbra de madera, la cual gobierna el procedimiento de construcción, consta de cinco pares de largueros articulados en la parte superior por medio de tornillos de acero. La base de los largueros se cortó de acuerdo con la inclinación de los taludes del modelo y se fijó a la losa de concreto de la mesa, por medio de piezas de madera que se apoyaban en la estructura metálica de la mesa vibradora (fig 5.1). Los largueros nivelados y colocados definen un área en la cual se introduce el primer volumen de arena distribuyéndose uniformemente. La compactación se lograba golpeando la superficie de la capa de arena con el pizón un número constante de veces por unidad de área (fig 5.2).

Se usó una varilla de $3/8$ de pulgada para picar el material en la vecindad de la cimbra que formaba el talud donde el pizón no era efectivo. Al terminar esta operación se colocaron nuevas piezas de madera que se apoyaban en los largueros. El procedimiento se repetía hasta alcanzar la altura final. Las capas de arena se compactaban cada 5 o 10 cm dependiendo de la

relación de vacíos deseada. El número de golpes por metro cuadrado fue 222 para $e = 0.86$ y 44 para $e = 0.98$.

Para apreciar los cambios interiores en cualquier sección de los modelos, se colocaron capas de 1 cm de espesor a cada 10 cm de altura. Al terminar la prueba, algunos modelos se solidificaron usando silicato de sodio y cloruro de calcio y se cortaron en tajadas verticales, no pudiéndose apreciar diferencias con las distorsiones observadas en las secciones extremas; consecuentemente en los siguientes modelos la arena pintada se colocó únicamente en los 30 cm más próximos a las paredes de plexiglás. En los últimos modelos se construyó una zona de 30 cm a partir de cada lado de plexiglás con arena pintada de diferentes colores. Líneas verticales y horizontales de arena pintada de negro se planearon para el otro extremo en los modelos dinámicos, esto no se logró por distorsiones de las líneas horizontales producidas al sacar los canales de aluminio de 1.5 cm usados para colocar la arena que formaba las líneas verticales.

Para las pruebas dinámicas se enterraron algunos acelerómetros dentro de los modelos conforme progresaba la construcción. Su número y localización varió de un modelo a otro; en las figuras 7.1 a 7.9 se muestran sus posiciones. Los captadores colocados en la base de los modelos se fijaron a una base de plexiglás, la cual se adhirió a la losa de la mesa vibradora por

medio de yeso. Otros acelerómetros se fijaron a una caja de plexiglás de 10 x 12 cm, la cual se colocaba a la altura deseada. A estas cajas se pegaron granos de la misma arena para mejorar la unión entre los captadores y la arena que los rodeaba.

Cuando un modelo alcanzaba la altura deseada, se quitaba la cimbra cuidadosamente, quedando así listo para las pruebas (fig 5.3).

5.2 Pruebas de control durante la construcción

La arena se pesó por montones de 50 kg, excepto la necesaria para completar una capa. Se usó una báscula común, la cual se calibraba comparandola con una báscula de precisión, al principio de la construcción, durante la misma y al terminar; las diferencias encontradas fueron menores que uno por ciento.

La densidad de sólidos y el contenido de agua se determinaron para cada modelo. El diez por ciento de cada montón de arena pesada se cuarteaba para obtener de seis a doce muestras. De dos a seis curvas granulométricas se determinaron para cada modelo. El número de determinaciones dependió del tamaño del modelo.

5.3 Preparación de la arena

La mayor parte de la arena usada, cuyas propiedades mecánicas se describen en el Capítulo 4, pasaba a través de la malla No. 4 (4.76 mm) y era retenida en la malla No. 8 (2.38 mm). Esta arena se extrajo de una mina de depósitos volcánicos cercana a la ciudad de México. Primeramente era seleccionada usando las dos

mallas mencionadas. Después se lavaba con agua corriente hasta que esta salía clara. Posteriormente se cribaba nuevamente y se secaba al sol, a la temperatura atmosférica.

Una vez probado un modelo, la arena se sacaba de la mesa vibradora y se separaba el material natural del de color cuando no estaba mezclado. El material revuelto o teñido fue decolorado con sosa cáustica y teñido nuevamente con anilinas de diferentes colores; el material natural se clasificaba nuevamente con las mallas 4 y 8. Después de esto, la arena se usaba en el siguiente modelo.

CAPITULO 6
PRUEBAS ESTATICAS

6.1 Objetivos de las pruebas

Estas pruebas se hicieron para obtener información cuantitativa sobre la resistencia de la arena al cortante, bajo condiciones geométricas similares a las de los modelos dinámicos. Esta información es útil para estudiar el problema dinámico, puesto que, a juzgar por las pruebas triaxiales la resistencia de la arena seca no cambia más del 5 al 10 por ciento con la velocidad de carga, por lo menos en el intervalo entre 5 minutos y 5 milisegundos (Whitman y Healy, 1962). Debe igualmente hacerse notar que las pruebas de Goodman (1963) mostraron que el ángulo de inclinación necesario para producir la falla podía predecirse a partir de las pruebas de vibraciones, suponiendo que no hubiera habido cambio en la resistencia de la arena, al pasar de las condiciones dinámicas a las estáticas (aceleración de fluencia igual a cero). En este estudio se siguió el orden inverso: el modelo se inclinó para determinar la resistencia y aplicar este valor al estudio del comportamiento dinámico. Otro objetivo de las pruebas estáticas fue estudiar las fallas progresivas que se observaron en pruebas dinámicas y estáticas preliminares.

6.2 Procedimiento de prueba

Al finalizar la construcción del modelo de arena y quitar la cubierta, se sacaron cinco secciones transversales igualmente espaciadas, por medio del perfilómetro descrito en el Apéndice A. A continuación, se inclinó la mesa vibradora muy lentamente, cada dos o cuatro grados se sacaba el perfil de la sección media e inmediatamente se continuaba la prueba hasta la falla del talud. La velocidad de inclinación era muy pequeña y tan uniforme como fue posible para evitar aceleraciones. Para inclinar la mesa unos 10 grados se requerían de una a dos horas.

Una vez que el modelo fallaba, se sacaban nuevamente las cinco secciones transversales y se continuaba la prueba para observar movimientos subsecuentes de la arena, y determinar su resistencia después de desarrollar grandes deformaciones de corte. Tras cada movimiento notorio se sacaban las secciones central y laterales. De esta forma se observaron varios movimientos. En las pruebas de los últimos modelos se inclinó la mesa en ambas direcciones. Esto permitió probar el segundo talud, que aparentemente no había sido afectado por las pruebas efectuadas en el otro. Algunos de los modelos se solidificaron y cortaron después de las pruebas para observar las distorsiones interiores y compararlas con las de las secciones extremas que se observaron a través del plexiglás.

6.3 Resultados

Durante la prueba de los modelos no se apreció movimiento

CAPITULO 6

PRUEBAS ESTATICAS

6.1 Objetivos de las pruebas

Estas pruebas se hicieron para obtener información cuantitativa sobre la resistencia de la arena al cortante, bajo condiciones geométricas similares a las de los modelos dinámicos. Esta información es útil para estudiar el problema dinámico, puesto que, a juzgar por las pruebas triaxiales la resistencia de la arena seca no cambia más del 5 al 10 por ciento con la velocidad de carga, por lo menos en el intervalo entre 5 minutos y 5 milisegundos (Whitman y Nealy, 1962). Debe igualmente hacerse notar que las pruebas de Goodman (1963) mostraron que el ángulo de inclinación necesario para producir la falla podía predecirse a partir de las pruebas de vibraciones, suponiendo que no hubiera habido cambio en la resistencia de la arena, al pasar de las condiciones dinámicas a las estáticas (aceleración de fluencia igual a cero). En este estudio se siguió el orden inverso: el modelo se inclinó para determinar la resistencia y aplicar este valor al estudio del comportamiento dinámico. Otro objetivo de las pruebas estáticas fue estudiar las fallas progresivas que se observaron en pruebas dinámicas y estáticas preliminares.

6.2 Procedimiento de prueba

Al finalizar la construcción del modelo de arena y quitar la cámara, se sacaron cinco secciones transversales igualmente espaciadas, por medio del perfilómetro descrito en el Apéndice A. A continuación, se inclinó la mesa vibradora muy lentamente, cada dos o cuatro grados se sacaba el perfil de la sección media e inmediatamente se continuaba la prueba hasta la falla del talud. La velocidad de inclinación era muy pequeña y tan uniforme como fue posible para evitar aceleraciones. Para inclinar la mesa unos 10 grados se requerían de una a dos horas.

Una vez que el modelo fallaba, se sacaban nuevamente las cinco secciones transversales y se continuaba la prueba para observar movimientos subsecuentes de la arena, y determinar su resistencia después de desarrollar grandes deformaciones de corte. Tras cada movimiento notorio se sacaban las secciones central y laterales. De esta forma se observaron varios movimientos. En las pruebas de los últimos modelos se inclinó la mesa en ambas direcciones. Esto permitió probar el segundo talud, que aparentemente no había sido afectado por las pruebas efectuadas en el otro. Algunos de los modelos se solidificaron y cortaron después de las pruebas para observar las distorsiones interiores y compararlas con las de las secciones extremas que se observaron a través del plexiglás.

6.3 Resultados

Durante la prueba de los modelos no se apreció movimiento

de partículas ni cambios volumétricos susceptibles de medición con la precisión de un milímetro del perfilómetro. Bruscamente empezaba una falla en algún punto; la mayoría de las veces, en la tercera parte inferior del modelo, otras veces en la corona. La arena empezaba a caer y el movimiento se propagaba hacia arriba y lateralmente hasta que todo el talud probado adoptaba una nueva configuración estable. La nueva configuración era prácticamente plana como se ve en las figuras 6.1 a 6.9. En las mismas figuras se muestran las fallas subsecuentes y el perfil original. Las figuras se representan con la losa de concreto de la mesa vibradora en posición horizontal; aún cuando en el momento de la falla la losa estaba inclinada, el ángulo de inclinación de las distintas fallas está marcado junto con el perfil correspondiente. La mayoría de las secciones representadas en las figuras 6.1 a 6.9 corresponden a la sección media del modelo ($z = 2.23$ m), algunas a las secciones extremas ($z = 4.46$ y $z=0$). Para el modelo 6 se muestran algunas capas de material pintado; dos de ellas no se representaron en la figura correspondiente. La letra z representa el eje coordinado transversal en el sistema de referencia, de la mesa vibradora; es paralelo al eje de la corona del modelo.

Las características geométricas de los modelos probados están dadas en la Tabla 6.1. Hay 11 modelos, los ocho planeados

originalmente y tres más que se probaron para estudiar efectos especiales; el modelo 12S se construyó sin compactar la arena; los modelos 130 y 140 se hicieron con arena completamente pintada, por lo menos en las zonas donde se esperaban movimientos, su longitud fue de 1.2 m únicamente.

Los cambios de talud medidos durante las pruebas de todos los modelos se dan en la Tabla 6.2. Se anota el ángulo de cada modelo, antes de la prueba, el ángulo en el momento de la falla progresiva, el ángulo obtenido después de esta, y los ángulos correspondientes en las fallas subsecuentes. El número del modelo se acompaña de letras para indicar de qué talud se trata, LR para lado resorte y LD para lado disparador. En todas las pruebas el ángulo del talud LR se aumentó primero; después de fallar una o varias veces, se aumentó el otro lado.

Observando la Tabla 6.2 y las figuras 6.1 a 6.9, se nota que a continuación de la primera falla de un modelo, el talud estable que resultó, se mueve nuevamente después de inclinar la mesa entre dos y tres grados más. Dos excepciones se observan, los modelos 5 y 140, en los cuales el incremento del ángulo llega a 6 grados.

La siguiente información es pertinente: los taludes LD de los modelos 5M y 12S fallaron inmediatamente después de quitar las cimbras. En ambos casos la falla de tipo progresivo, empezó en un extremo del modelo, junto a la pared de plexiglás. La

falla del modelo 5M se pudo detener colocando un larguero sobre el talud adelante del frente de avance de la falla y normal a este; la falla se propagó de $z = 4.46$ m a $z = 2.73$ m donde se colocó el larguero. La falla del modelo 12S no se pudo detener en esta forma, a pesar que se intentó varias veces. Las figuras 6.1 y 6.2 se refieren al modelo 5M y las figuras 6.6 y 6.7 al modelo 12S.

6.4 Análisis estadístico de los resultados

Angulo de falla. Una vez hechas las pruebas y obtenidos los datos se encontró que la estimación preliminar del ángulo de falla, en la cual se basó el diseño del experimento, no correspondía al valor medio encontrado. Hubo una diferencia de 3.4° entre las pruebas estáticas preliminares para $e = 0.98$ (modelo 3), que se usó para planear el experimento, y el promedio obtenido en las pruebas siguientes.

El factor de seguridad calculado con los valores medios de los ángulos de falla dan 1.19 y 1.45 para $e = 0.86$, y 1.34, 1.62 para $e = 0.98$, en lugar de los valores planeados de 1.15 y 1.40. Para analizar los datos, estos fueron agrupados como sigue

G_1	G_2	G_3	G_4
$e_0 h_0$	$e_0 h_0$	$e_1 h_0$	$e_1 h_0$
$e_0 h_1$	$e_0 h_1$	$e_1 h_1$	$e_1 h_1$

23

donde $e_0 h_0$ representa el ángulo de primera falla para el modelo con menor relación de vacíos y menor altura, y $e_0 h_1$ representa el ángulo de falla para el modelo con menor relación de vacíos y mayor altura; G_1 y G_3 representan las factores de seguridad menores para e_0 y e_1 , respectivamente; y G_2 , G_4 los factores de seguridad mayores correspondientes.

En estas condiciones, se probó la hipótesis de igualdad de medias para los tratamientos G_1 y G_2 . Al nivel de confianza de 95 por ciento la hipótesis no se pudo rechazar. Lo mismo se hizo para G_3 y G_4 ; la conclusión fue la misma. Consecuentemente, se concluyó que el factor de seguridad no es una variable significativa en el ángulo de falla, por lo menos en el intervalo de variables consideradas.

Los datos de las ocho pruebas estáticas planeadas se analizaron como el resultado de un experimento factorial de dos variables (altura y relación de vacíos) a dos niveles (2×2), con una réplica completa. Un análisis de variancia al nivel de confianza 95 por ciento mostró que no existe diferencia atribuible a distintas alturas. Por otro lado, la hipótesis de que no hay diferencia en los valores medios atribuible a la relación de vacíos, se tuvo que desechar. El intervalo de confianza al nivel 95 por ciento dió

$$\phi_0 = 47.2^\circ \pm 1.3^\circ$$

$$\phi_1 = 44.4^\circ \pm 1.3^\circ$$

donde ϕ_0 y ϕ_1 son los valores medios estimados de los ángulos de falla para $e = 0.86$ y $e = 0.98$, respectivamente. También se encontró que no hubo interacción significativa entre la relación de vacíos y la altura, una vez removidos los efectos principales.

Angulo de reposo. Se sospechó que el ángulo que tomaba el talud después de la primera falla era el llamado ángulo de reposo. Por tanto, se probó la hipótesis de igualdad de las medias de estos ángulos para $e_0 = 0.86$ y $e_1 = 0.98$ con la media del ángulo de reposo obtenida como se describió en el Capítulo 4 (Fig. 4.19). Al nivel 95 por ciento la hipótesis de igualdad no pudo rechazarse.

Pruebas de inclinación de un depósito. Una prueba estadística de los resultados de estos a un nivel de confianza de 95 por ciento, hizo rechazar la hipótesis de que el valor medio del ángulo de falla así obtenido, es igual al valor medio de falla para e_0 o e_1 en las pruebas estáticas de modelos. Los datos pueden mostrar la influencia de pequeñas vibraciones generadas en la arena al levantar el depósito con la garrucha de cadena. Sin embargo, cabe la explicación de falta de efectividad en el compactado y sobre todo de una superficie plana, a diferencia de la que se logra en los modelos mediante el uso de cimbra. Son recomendables nuevas pruebas para dilucidar este punto, especialmente si llegara a concluirse que el ángulo inicial del talud no es significativo en el ángulo de falla, para cualquier abertura del ángulo inicial.

6.9 Interpretación de resultados

Falla progresiva. Las fotografías de las figuras 6.10 a 6.19 muestran un caso en que la falla empezó cerca de la base en un punto y se propagó a todo el modelo. Claramente se puede ver como se extendió hacia arriba y hacia los lados. Es importante hacer notar la formación de un canal de arena líquida sobre el cual caen los granos durante el proceso de falla; su profundidad depende de la altura del modelo y del ángulo inicial del talud. Este tipo de falla, observado en todos los modelos, representa un caso de inestabilidad de la estructura del suelo, iniciado por la rotura de la trabazón de algunos granos superficiales que rompen la estructura granular, sin importar dónde empiece el movimiento. Esto se comprende fácilmente cuando el movimiento empieza en la parte inferior, pero cuando empieza en la corona, uno debe imaginarse que los granos que caen golpean a aquellos localizados en niveles superiores e inician fallas allí. El resultado final es un volumen apreciable de granos moviéndose hasta adquirir un nuevo plano de equilibrio estable, cuyo ángulo con la horizontal debe ser el ángulo de reposo.

Es importante reconocer que bajo estas hipótesis, la falla instantánea de una cuña que cubra toda la longitud del talud es improbable, y también que la onda de falla progresa abriéndose hacia la corona del terraplén; los granos deben caer dentro de la onda progresiva y no sobre el talud, puesto que en esa dirección existe la restricción de los otros granos.

La fotografía de la figura 6.20 muestra que eso es lo que sucede. La vista presentada en la figura 6.21 corrobora este punto: el ángulo del talud con la horizontal fue de 43.8° (modelo 2, preliminar); durante el retiro de las formas, una pieza pequeña de madera cayó sobre el talud, produciendo la falla que se observa; un larguero que todavía no se había quitado detuvo la falla. Posteriormente el modelo fue probado dinámicamente soportando una aceleración considerable sin cambiar su geometría.

Lo anterior no implica que siempre que se quite un grano de la superficie se producirá falla. Puede darse una explicación cualitativa de la inestabilidad, usando conjuntos de cilindros y esferas. Si se quita uno de los cilindros superficiales del talud mostrado en la figura 6.22a cuando β es igual o mayor que 30° , el resaca de los cilindros de la superficie fallarán. Si β es menor, el movimiento de los cilindros exteriores implicaría subir su centro de masa, por tanto el trabajo hecho sería positivo, lo cual demuestra que este sistema es estable. Una explicación complementaria se necesita para entender la falla de volúmenes considerables como los observados en modelos en contraste con los cilindros de la superficie; no es suficiente hablar del impacto de los cilindros al caer; también se requiere una explicación al movimiento del primer cilindro. Se puede suponer la pila superestable de cilindros con un ángulo de inclinación de 30° , bajo esta condición (Fig. 6.22b), quitar un cilindro superficial no afecta la estabilidad; sin embargo, cuando el ángulo con la horizontal llega

a 60° , una cuña completa de cilindros fallará. Este modelo tan simplificado no representará ciertamente el comportamiento cuantitativo de materiales granulares. Si se toma ahora el caso de esferas con un ángulo inicial de 35.3° , que es del orden de los ángulos de los modelos probados, el conjunto de esferas tendrá el arreglo mostrado en la figura 6.21d; cuando se alcanza un ángulo de 54.8° , el sistema se vuelve inestable; las esferas de la superficie fallarán primero; después se moverán las de la siguiente línea y así sucesivamente. En la figura 6.21e se tiene otra disposición de esferas con una relación de vacíos diferente que fallará completamente con un ángulo de 60.5° .

Esta clase de inestabilidad es similar a la falla progresiva observada en los modelos. En los modelos la falla ocurre como en el caso de esferas, pero en una zona más reducida desde donde se propaga. Una falla con volúmenes mayores de los observados en los modelos, no se presenta, porque los granos que caen se apilan para formar un talud estable con la inclinación del ángulo de reposo, con lo cual se restringe el movimiento de un volumen más considerable.

El modelo de esferas iguales es todavía demasiado simplificado para predecir ángulos de falla o comportamiento cuantitativo de taludes. Se hace referencia a él para explicar el fenómeno observado.

El modelo 13C se construyó para verificar la hipótesis anterior, sobre la forma en que fallan los modelos. Se usaron

varios colores en este modelo; la falla se inició abajo, cerca de la losa de concreto. Conociendo el lugar donde se inició la falla, se dibujó la figura 6.23. La configuración anticipada es la misma de la foto de la figura 6.24.

Segunda falla. Al continuar inclinando la mesa, se observó que el talud no alcanzaba el mismo ángulo al que llegaba antes de la primera falla, debido a que la trabazón entre los granos se reduce considerablemente. El mismo efecto se observa en las figuras 4.11 y 4.12, correspondiente a pruebas de corte directo de la arena; después de un desplazamiento de corte del orden de 15mm, el ángulo de fricción interna se reduce considerablemente; en pruebas de corte directo con relaciones de vacíos de 0.98, el ángulo inicial de fricción interna después de 15 mm de desplazamiento relativo es parecido al ángulo observado en fallas posteriores a la primera, el cual es ligeramente mayor que el de reposo. Como se muestra en el talud derecho de la figura 6.24, después de la primera falla, queda material suelto de las capas superiores sobre el talud; que falló; este es el material que se mueve durante la segunda falla, el proceso se repite en fallas subsecuentes. Para reforzar esta conclusión, después de la falla del modelo 8, el material que falló se recogió y el modelo se probó nuevamente, como se muestra en la figura 6.5; el ángulo alcanzado fue considerablemente mayor que aquellos correspondientes a segundas fallas en los otros modelos, debido a una trabazón más efectiva entre los granos. Las pruebas publicadas por Ek-Khoo Tan (1948) para diferentes relaciones

de vacíos alcanzaron 36° , que corresponden aproximadamente a las inclinaciones correspondientes a las segundas fallas anotadas en la Tabla 6.2. Es interesante hacer notar la igualdad de estos valores, así como la relativa invariación del ángulo de reposo observado por los diferentes autores mencionados en el Capítulo 2. Indiscutiblemente, los valores pequeños observados por Tan se deben a la falta de compactación en la superficie expuesta.

Pruebas triaxiales, pruebas de corte directo y ángulo de falla.

Muchos informes han discutido la relación entre las pruebas triaxiales y las de corte directo en arenas para medir su resistencia al corte se han mencionado diferencias del orden de cuatro a ocho grados entre los ángulos de fricción interna obtenidos de un tipo de prueba a otro. Las diferencias se pueden expresar si se consideran las restricciones impuestas en ambas pruebas. En corte directo se obliga a que la falla se produzca prácticamente a lo largo de un plano bien definido. En la prueba triaxial ese no es el caso, la falla se formará en el plano de menor resistencia y esto estará relacionado con la distribución de esfuerzos internos, la fricción intergranular y la trabazón de los granos.

Las restricciones de estas pruebas no se parecen a las existentes en la superficie del modelo, que como se ha demostrado es la que condiciona la falla progresiva observada. Si nuevamente se considera el modelo de esferas iguales acomodadas en cierta forma, como hicieron Thurston y Deresiewicz (1959),

se sujeta a un cubo formado con las esferas a presión uniforme alrededor, y se aumenta la presión vertical para simular pruebas triaxiales, se puede establecer (Hendron, 1963) que el ángulo de fricción interna está definido por

$$\text{sen } \beta = K_3 + c_1 f$$

donde K_3 está directamente relacionado con la trabazón, y el término $c_1 f$ depende también del arreglo de los granos y de la fricción intergranular.

Una comparación de este comportamiento con el del conjunto de esferas iguales, usado para interpretar las fallas de los modelos, muestra diferencias evidentes entre una prueba de corte y la de un modelo.

Las pruebas triaxiales o de corte directo predicen la resistencia al corte si se presentara una falla interna en el sistema idealizado como bidimensional. Este tipo de falla, que no ocurrirá en un modelo uniforme de material no cohesivo, puede presentarse en prototipos donde la pendiente de la envolvente de Mohr decrece al aumentarse la presión. La reducción se muestra en la figura 4.4 para pruebas triaxiales con presiones grandes de confinamiento (11 kg/cm^2); se explica por la ruptura de granos a altas presiones. Para verificar esto la arena fue clasificada antes y después de la prueba, usando las mismas mallas y el mismo procedimiento. Invariablemente el porcentaje de finos aumenta al aumentarse la presión confinante. La diferencia pudo notarse con presiones tan bajas como 0.7 kg/cm^2 y aun menores; a partir de este valor la cantidad de material

roto aumenta considerablemente con la presión.

Los prototipos sufren rotura de materiales en mayor magnitud que los granos de las pruebas triaxiales, puesto que en los materiales de mayor volumen habrá fuerzas de contacto mucho mayores que en los granos de arena.

La disminución del ángulo de fricción interna con el aumento de presión puede ocasionar la falla de volúmenes grandes del material de prototipos, aun cuando el fenómeno será esencialmente diferente de la falla progresiva típica de los modelos. Basta una pequeña reducción del ángulo de fricción interna con la presión para que se produzca el deslizamiento de un volumen considerable de material, dependiendo de la inclinación del talud. De hecho, bajo condiciones desfavorables, la fuerza que se transmite de una cuña a la inmediata inferior puede exceder la capacidad en fricción en la superficie entre ambas cuñas; esta situación puede repetirse en un volumen grande.

Opuestamente a esta condición, si el ángulo de fricción interna aumentara con la presión o se mantuviera constante con la profundidad, la falla, de no ser progresiva, comprendería únicamente una cuña superficial o algunas más, próximas a la superficie, y el comportamiento estaría de acuerdo con los resultados presentados en el Capítulo 7.

CAPITULO 7

PRUEBAS DINAMICAS

7.1 Objetivos de las pruebas

El objetivo principal de las pruebas dinámicas fue determinar la forma en que tienen lugar los cambios geométricos en modelos de terraplenes no cohesivos. Esta determinación permitirá valorar cualquier modelo analítico que resulte del programa experimental. Con esta finalidad se tomaron varias medidas en los modelos probados. Primero se registraron las aceleraciones a diferente altura y en varias direcciones; segundo, los cambios geométricos exteriores fueron medidos después de cada golpe; tercero, las distorsiones interiores se observaron a través de las paredes de plexiglás, y dibujadas en tamaño natural. También se tomaron películas durante las pruebas.

7.2 Procedimiento de prueba

Al terminar la construcción y obtener la configuración de cinco secciones del modelo igualmente espaciadas, el perfil y la distribución de los diferentes colores usados en las secciones contiguas a las paredes de plexiglás, fueron marcados en un papel celofán adherido por la parte superior a las paredes transparentes. El modelo se excitaba dinámicamente dando un desplazamiento inicial a la mesa vibradora y soltándola rápida-

mente. La amplitud del desplazamiento dependía de la posición del anillo que trabaja como resorte del sistema, así como de la aceleración impuesta. La fuerza necesaria se midió usando el cilindro calibrado descrito en el Apéndice A. Se calculó multiplicando la masa total de la mesa vibradora y del modelo por la aceleración deseada.

Las aceleraciones producidas en la mesa vibradora y en los modelos fueron medidas por medio de captadores del tipo sísmico. Los desplazamientos de la mesa se midieron con dos transformadores diferenciales linealmente variables.

Cuando el sistema volvía al reposo se determinaba el perfil de la sección central y se dibujaban los cambios de las secciones extremas en el papel celofán. Este se cambiaba de vez en vez. En los últimos modelos se marcaron y observaron cuidadosamente algunos granos, para detectar cualquier desplazamiento, por pequeño que fuera. La aceleración máxima de cada golpe se aumentaba en pequeños intervalos respecto a la del golpe anterior, hasta que se observaban desplazamientos notables en la mesa. Entonces se sacaban dos secciones intermedias adicionales, continuándose la prueba hasta llegar a una aceleración próxima a 0.9 g. La historia de cargas dinámicas se varió ligeramente de modelo a modelo; un cambio radical se introdujo en las pruebas del modelo 21. Generalmente, después de aplicar una aceleración de 0.9 g, se aplicaba una serie de golpes alternados de

0.9 g y 0.45 g, seguida por una nueva serie que repetía el primer ciclo de carga empezando con las aceleraciones más bajas. Las máximas aceleraciones medidas con cada captador, así como sus localizaciones, se muestran en las figuras 7.1 a 7.9. También se anotaron los periodos de vibración amortiguada de la mesa vibradora.

La cantidad de amortiguamiento varía dependiendo de la masa del modelo y de la aceleración máxima planeada. Esta fue del 5 al 7 por ciento del valor crítico; las cifras mayores corresponden a las mayores aceleraciones.

Una prueba dinámica terminaba cuando el desplazamiento vertical de la corona era del orden de 10 cm. Posteriormente se inclinaba la mesa, primero en una dirección y después en la otra. En esta forma se obtenían por lo menos dos pruebas estáticas después que la arena había soportado grandes deformaciones. Su resistencia, consecuentemente, se había reducido en forma considerable. Por la misma razón, la forma de falla se parecía a aquella típica segunda falla observada en pruebas estáticas de modelos. El resumen de los resultados de estas pruebas se incluye en la Tabla 7.2.

El orden en que se probaron los modelos fue aleatorio, excepto en los modelos 19, 20 y 21, que no se planearon al principio de la investigación. El modelo 19 se obtuvo a partir del 15; después de probar estáticamente a este último, se removió la

arena suelta y el resto se labró a partir de la superficie, hasta obtener un modelo similar al 15, con 60 cm de altura. Debido a una operación equivocada con el disparador, la mesa se movió antes de lo planeado, con una aceleración inicial probablemente de 220 cm/seg^2 , que produjo movimiento considerable de partículas. Este movimiento se marcó como 0 en las figuras que se refieren al modelo 19.

Los modelos 20 y 21 se incluyeron posteriormente para verificar la suposición de que cuando la inclinación del talud es menor o igual que el ángulo de reposo del material, no hay movimiento de grandes volúmenes de partículas, por lo menos cuando las aceleraciones impuestas no exceden de 1 g. El modelo 21 se formó con la parte del 20 que no sufrió deformación permanente. Ambos modelos fueron semejantes en geometría.

Un resumen de las características de los modelos probados se presenta en la Tabla 7.1.

7.3 Resultados

Aceleraciones. Con los captadores disponibles, que pueden dar errores relativos entre sí del orden del 10 o 20 por ciento, no pudieron detectarse diferencias entre las aceleraciones longitudinales máximas medidas en la base del modelo y en puntos a 75 por ciento de la altura. La amplitud de la aceleración transversal fue prácticamente nula, mientras que la vertical alcanzó valores transitorios del 100 por ciento de las aceleraciones longitudinales. Afortunadamente, la frecuencia

principal de estas aceleraciones fue también alta, por tanto su efecto en la estabilidad puede despreciarse; esto se verificó como se explica en el siguiente Capítulo. Las máximas aceleraciones registradas aparecen en las figuras 7.1 a 7.9.

Cambios geométricos. En las figuras 7.10 a 7.43 se mostraron los cambios geométricos de todos los modelos probados. Debe hacerse notar un cambio brusco en la geometría de todos los modelos originalmente planeados, similar a aquella observada en las pruebas estáticas. Después de este cambio, todos los restantes son suaves, aun para aceleraciones de 0.9 g. Cuando ambos taludes tienen ángulos grandes, habrá dos ocasiones en que se presente el cambio brusco en geometría, una asociada a cada talud. En todos los casos el perfil tiende a redondearse, las esquinas desaparecen y el perfil tiende a hacerse simétrico. Un talud con ángulo más inclinado se forma en la base mostrando la restricción ofrecida por la losa.

Observaciones internas. Entre los elementos más útiles de la mesa vibradora, se cuentan las dos paredes de plexiglás, que permiten la observación de la distorsión interna de los modelos. Podría haber objeciones a este medio de observación, en el sentido de que el comportamiento en los extremos puede no ser representativo del comportamiento del resto del modelo. Para inferir la diferencia de comportamiento entre los extremos y las secciones interiores, se compararon las secciones transversales a la mitad de la longitud ($x = 2.23$ m), y en los dos extremos

($z = 0$ y $z = 4.46$ m). Dos de esas comparaciones se muestran en las figuras 7.44 y 7.45; si hay restricción, la sección media se deformará más que las de los extremos. Las diferencias de desplazamientos verticales permanentes, medidos en la intersección entre el talud más inclinado y la corona, son del orden de 5 cm, lo cual corresponde a un 25 por ciento respecto a los desplazamientos verticales de la sección media. Sin embargo, las formas generales de los perfiles ya deformados son similares, aun cuando el efecto disminuye hacia los extremos. De ello se concluye que la distorsión interna, aun cuando disminuida, puede inferirse de la observación de los extremos.

Los resultados presentados en las figuras 7.46 a 7.72 son similares para todos los modelos, y muestran en forma contundente que los únicos desplazamientos permanentes tienen lugar en las superficies libres y en una región próxima a ellas. También es evidente que la arena se mueve más cuanto más próxima esté de la superficie. Las figuras contienen el perfil original, el perfil medido inmediatamente después del cambio brusco de geometría, y también la forma y los cambios interiores registrados después de la sacudida.

Las figuras, en número suficiente, permiten rastrear los cambios interiores y exteriores desde el principio hasta el final de la prueba. En algunos modelos se nota una distorsión inicial de las bandas verticales de arena pintada. Esto no se

debe a la deformación del modelo sino a defectos constructivos.

Efecto de la frecuencia. Este efecto puede estimarse comparando los desplazamientos verticales de modelos de 1.00 m de altura con aquellos de 0.60 m. De acuerdo con una teoría elemental de similitud dinámica, que considera a la aceleración como una variable importante en el comportamiento inelástico, si los periodos de excitación guardan la relación

$$T_{100} = T_{60} \sqrt{100/60} = 1.29 T_{60} \text{ (aquí } T_{100} \text{ = periodo de la excitación en la base del modelo de 100 cm y } T_{60} \text{ = periodo de excitación para los modelos más pequeños).}$$

Entonces los desplazamientos verticales de los modelos más altos deben ser 1.67 veces aquellos de los menores. Para estudiar el efecto de frecuencia, los modelos de 1.00 m fueron vibrados con un periodo correspondiente al modelo de 0.60 m. Los desplazamientos verticales obtenidos se representan en las figuras 7.73 a 7.75. donde también se muestra el cociente entre ambos desplazamientos verticales. Se puede observar que para las primeras sacudidas, entendiéndose por sacudida un movimiento completo de la mesa vibradora desde que se dispara hasta que llega al reposo (también se le llama simplemente movimiento en este informe) los cocientes son largos, sin duda porque los modelos menores (aquellos sujetos a mayores frecuencias de excitación) fallan con aceleraciones más elevadas que los modelos mayores. Sin embargo, a medida que el número de golpes aumenta, los desplazamientos tienden a mantenerse en la misma relación que los pe-

riodos de excitación. Durante las pruebas, la sucesión de sacudidas se cambió un tanto en el sentido de introducir nuevas sacudidas con aceleraciones intermedias; por ejemplo, el modelo 18 (1.00 m) falló después de provocarle dos sacudidas con aceleración máxima de 430 cm/seg^2 ; después, al probar el modelo 17 (de 0.60 m, compañero del modelo 18) no falló al aplicarle la misma historia de carga del 18, incluyendo las dos sacudidas de 430 cm/seg^2 ; por tanto para hacerlo fallar se dieron dos golpes con aceleraciones de 560 cm/seg^2 , que no aparecían en el programa original. La aceleración de 560 cm/seg^2 se calculó suponiendo que la energía cinética por unidad de masa con la cual había fallado el modelo 18 debería aplicarse al modelo 17. La hipótesis se verificó satisfactoriamente, puesto que la primera aceleración de 560 cm/seg^2 produjo el mismo efecto que la primera sacudida de 430 cm/seg^2 en el modelo 18 y en forma análoga a este, no fue sino hasta la segunda sacudida con aceleración de 560 cm/seg^2 cuando falló el modelo 17.

Por lo dicho anteriormente, se ve que la historia de cargas dinámicas no pudo duplicarse exactamente de modelo a modelo. Las amplitudes de la aceleración de cada sacudida se incluyen en las figuras 7.73 a 7.75.

La conclusión principal relativa a la historia de carga es que el cociente de los desplazamientos en los modelos grandes y chicos tiende al cociente de los periodos de excitación. Esto muestra que, dentro de ciertos límites, la historia de

NS
 carga no es muy importante. Para verificar esta tendencia, los modelos 20 y 21 se sujetaron al mismo conjunto de sacudidas pero las primeras fueron aplicadas en orden inverso; en el modelo 20 las amplitudes se aumentaban en golpes sucesivos; en el 21 se disminuían. El resultado final no cambió: el cociente de los desplazamientos finales fue también igual al cociente de los periodos correspondientes (fig 7.75).

Forma de falla y movimiento de partículas. Los taludes se calificarán de estables o inestables. Se entenderá por taludes estables aquellos que bajo aceleraciones horizontales del orden de la gravedad, presentan pequeños cambios de geometría (desplazamientos). En ellos cualquier cambio de perfil es producido por cargas adicionales aun para grandes deformaciones angulares. Los taludes inestables son aquellos que sufren grandes cambios de geometría (falla) sin aumentar la carga, o con un cambio muy pequeño, una vez que se ha producido suficiente deformación angular.

Dos tipos de falla se observaron en los taludes inestables, una fue del tipo progresivo observado en las pruebas estáticas. Este comportamiento se observó en los modelos 15 y 16 (Tabla 7.1), en los que la inclinación del talud fue unos 8 grados mayor que el ángulo de reposo.

El segundo tipo de falla se pudo observar usando una cámara cinematográfica de 64 cuadros por segundos. Se caracterizó por la formación de una cuña de material que comprendía todo el

talud (4.5 m de longitud) y que se movía como una unidad hasta que la cuña se dividía en un gran número de partículas individuales. Este tipo de falla se observó en los modelos 17 y 18, en los cuales la inclinación del talud es de 36.9° , aproximadamente dos grados más que el ángulo de reposo del material. Las fotos de las figuras 7.76 a 7.85 muestran la falla del modelo 18 bajo una aceleración de 430 cm/sag^2 . El tiempo se contó desde el momento en que la cámara se disparó, para calcular los segundos transcurridos se dividió el número de marcos de la película entre 64; esta medida no es exacta, pero sí da una idea de la duración del proceso de falla.

7.4 Interpretación de los resultados de las pruebas

La importancia de las deformaciones observadas puede calibrarse por el desplazamiento vertical de la intersección entre el talud más inclinado y la corona en la sección media ($x=2.23\text{m}$). Esta es una manera de medir el cambio de energía potencial del sistema.

El comportamiento observado en los modelos indica tres niveles: falla progresiva, falla de cuña que se fragmenta en partículas individuales, y finalmente movimientos acumulativos. Sistemáticamente los dos primeros tipos de falla se presentaron con ángulos de inclinación que exceden al ángulo de reposo del material usado.

El tipo de falla progresiva fue ampliamente discutido en el Capítulo 6 sobre pruebas estáticas. El tipo de falla que

termina con movimiento de partículas puede explicarse por un cambio en la trabazón de los granos. Drucker y Prager (1952) han mostrado teóricamente que en los materiales para los que el criterio de falla de Coulomb es aplicable, debe presentarse un aumento de volumen en la zona de deslizamiento durante la falla. Esta conclusión parece contradecir los resultados de mediciones de cambios volumétricos en muchas pruebas triaxiales de material suelto. Sin embargo, como ha hecho notar Hvorslev (1957), los cambios volumétricos interiores no son necesariamente uniformes; por tanto, la evidencia experimental no contradice la conclusión de Drucker y Prager si hubiera un aumento de volumen en la zona de falla y una disminución en otras partes, lo cual es factible. De todas formas, en los modelos las relaciones de vacíos iniciales fueron demasiado bajas y las presiones confinantes muy pequeñas para pensar en una tendencia a la reducción de volumen. El aumento de volumen tenderá a disminuir la trabazón intergranular, presumiblemente antes de que la excitación haya terminado, y cause la caída de las partículas de la cuña en movimiento. El fenómeno estará condicionado esencialmente por el factor de seguridad inicial contra falla debida al peso propio. Consecuentemente, este factor de seguridad debe jugar un papel decisivo en el comportamiento dinámico de enrocamientos.

De acuerdo con los resultados de las pruebas estáticas, el ángulo crítico de los taludes en la condición más densa cambia de 47.2° a 34.3° , en promedio, tan pronto como se produce un desplazamiento relativo pequeño. Por tanto, si la excitación dinámica es tal que induce a desplazamientos de unos 10 mm, el ángulo efectivo de fricción interna o la inclinación crítica del talud será de 34° aun en el caso más denso y mantendrá este valor después de deslizamientos subsecuentes, sin importar cuán grandes sean.

La discusión anterior establece la conclusión de que la falla dinámica de un modelo de enrocamiento construido con un material dado, está condicionada por dos factores principales; el factor inicial de seguridad contra falla debida al peso propio, y la magnitud de deslizamiento en la zona de falla. Esta magnitud depende de la frecuencia de excitación. La duración de la perturbación dinámica no es importante, lo que importa es la cantidad de desplazamiento relativo, de la cual depende la reducción de resistencia de la arena. Sea por ejemplo el modelo 18. Primero se dio una aceleración a la mesa vibradora de 430 cm/seg^2 , se observó un deslizamiento claro de una cuña (golpe 9, fig. 7.25), y consecuentemente, cabe suponer que la resistencia del material disminuyó. Se provocó una segunda sacudida que produjera la misma aceleración máxima que la sacudida anterior; en esta ocasión se indujo la falla mostrada en las fotos de las figuras 7.76 a 7.86, a pesar de que la geometría

modelo antes de la segunda sacudida debía conducir a una condición más estable del talud que la que tenía antes del primer choque. Es importante anotar que la falla ocurrió en aproximadamente un segundo, de acuerdo con las marcas de tiempo en las figuras, y ya para ese momento la aceleración en la mesa había bajado hasta 80 cm/seg^2 . Seguramente, si la resistencia reducida es suficiente para resistir el peso propio, no habrá movimientos importantes una vez que la perturbación dinámica haya terminado; de otra forma se presentará seguramente una falla.

Para verificar esta última afirmación, se construyeron los modelos 20 y 21 con ángulos de inclinación menores que 34° ; los ángulos fueron de 33° en un lado y 24.1° en el otro. Como se muestra en las figuras 7.31 a 7.43, no hay signos de un cambio brusco de geometría; tampoco se observó tal cosa durante toda la prueba de estos dos modelos.

El modelo 21 se obtuvo a partir del 20. Las historias de carga dinámica fueron muy diferentes en ambos modelos. Este punto se discutirá en el siguiente capítulo.

Se ha concluido que los cocientes de desplazamientos verticales entre los modelos de 100 cm y sus compañeros de 60 cm tienden al cociente T_{100}/T_{60} ^{para grandes deformaciones} para grandes deformaciones. También la amplitud con la cual el modelo 17 falló fue T_{100}/T_{60} veces la amplitud con la cual falló el modelo 18 (el compañero de 100cm). El hecho de que la falla del modelo 17 necesitara una mayor aceleración que el 18 se puede explicar considerando que el fenómeno

tuvo lugar debido a una reducción de la resistencia de la arena, debido al cambio en la trabazón intergranular. La naturaleza de esta falla implica que los desplazamientos de cortante del modelo 17 alcanzaron el mismo valor que en el 18 para que se produjera la falla. Para verificar esta proposición se calcularon los desplazamientos de las cuñas usando expresiones debidas a Newmark y Rosenbluth (1960), que muestran que para aceleraciones iguales en ambos modelos $Y_{60} = Y_{100} (Y_{60}/Y_{100})^2$. (Esto se obtiene a partir de las expresiones para el movimiento de un bloque descansando en un plano inclinado; los autores mencionados mostraron que para condiciones muy amplias los desplazamientos del bloque son aproximadamente iguales a aquellos de la corona del terraplén sujeto a la misma perturbación, si el plano inclinado tiene la misma pendiente que el terraplén, y el ángulo de fricción entre el bloque y el plano es igual al ángulo de fricción interna del material del terraplén.) La relación anterior predice $Y_{60} < Y_{100}$, lo cual concuerda con las observaciones. Ahora bien, si se toman en cuenta las aceleraciones con las cuales se presentaron las fallas en ambos modelos (430 y 560 cm/seg²), se obtiene $Y_{60} \approx 1.3 Y_{100}$. Esta estimación simplificada de los desplazamientos en ambos modelos, verifica la explicación dada previamente acerca de las diferencias de aceleración necesarias para causar falla en los modelos diferentes tamaños. Los resultados de la simulación analógica discutida en el Capítulo 8 confirmaron el orden de magnitud de las estimaciones anteriores.

CAPITULO 8

SIMULACION ANALOGICA

8.1 Modelo analítico

Basándose en la observación de las distorsiones interiores de los modelos dinámicos estudiados en el Capítulo 7, parece justificarse el modelo analítico de cuñas rígidas mostrado en la figura 8.1. Rosenblueth (1960) propuso un modelo similar considerando que cuando el terraplén era homogéneo y había un plano de falla, este debería pasar por el pie del enrocamiento. Goodman (1963) encontró una buena correlación entre la aceleración de fluencia obtenida experimentalmente y aquella calculada seleccionando una superficie de falla formada por dos planos, uno de ellos pasando por el pie del modelo (fig 2.5). Más aún, él encontró correlación entre esta superficie de falla y la falla observada en modelos.

Las ecuaciones generales, así como las condiciones de frontera y las características no lineales del problema, se expresan en la figura 8.1.

8.2 Diagrama de bloque y simulación analógica

El sistema no lineal de ecuaciones diferenciales del modelo analítico fue integrado usando una computadora analógica. El diagrama de bloque que resultó para el caso de tres cuñas está contenido en la figura 8.2 donde se usaron los símbolos estandar del cálculo analógico.

La simulación de los modelos probados dinámicamente, se hizo bajo la hipótesis de que la fricción seca máxima que puede desarrollarse entre las cuñas rígidas es constante durante la simulación, y es igual a la tangente del ángulo medio de falla obtenido de las pruebas estáticas de taludes para $e=0.86$. También se supuso que las deformaciones son de tal magnitud que los coeficientes de las ecuaciones de movimiento no cambiarían significativamente durante la prueba. Las excitaciones horizontal y vertical se consideraron funciones coseno del tiempo, afectadas por un amortiguamiento de tres por ciento del crítico. La amplitud de la componente vertical de aceleración se consideró igual al 50 por ciento del valor de la componente horizontal, excepto para las aceleraciones de 0.80 g, y 0.90 g, para las cuales la aceleración vertical, máxima fue de 0.60 g. La frecuencia de vibración de la componente vertical fue 25 cps, lo que representa entre tres y cuatro veces la frecuencia de la componente horizontal de excitación.

8.3 Resultados

Los resultados obtenidos en la computadora analógica se compararon con los de los modelos probados. Se usó como medida de comparación la proyección del descenso de la corona, medida en la intersección entre esta y el talud más inclinado.

La comparación de los modelos 18, 20 y 21 se muestra en las figuras 8.3 a 8.5. Se consideraron tres cuñas de 1° , 2° y 3° . La cuña exterior es la formada con el ángulo de 1° , la de

3° es la cuña interior. Esta selección concuerda con las variaciones de desplazamientos observadas en los modelos; la variación es muy rápida en la superficie, disminuyendo hacia el interior del modelo.

Observando la comparación se nota que para los primeros movimientos, cuando la arena superficial ha sufrido deformaciones pequeñas de corte, la simulación predice desplazamientos mayores que los medidos. (Esta diferencia muestra un aumento de la resistencia determinada mediante las pruebas estáticas. Es probable que las pruebas estáticas de modelos proporcionen un límite superior de la resistencia dinámica de la arena, no tanto debido a la velocidad de carga, o a las condiciones de la superficie que son las mismas en ambas pruebas, sino al mecanismo de falla, el cual es diferente en la prueba estática y en la dinámica. Por otra parte, cuando el desplazamiento de la cuña de arena alcanza un valor del orden de 1cm (sacudida 11, modelo 20, fig 8.4, por ejemplo), el incremento de desplazamiento en el modelo es mayor que en la simulación. El mismo fenómeno se observó en la simulación de todos los modelos. Sin embargo, si se continuara la comparación, la simulación analógica volvería a predecir mayores desplazamientos que los reales. Esto se debería al cambio completo de geometría que se presenta después de muchos movimientos. El modelo 21, por ejemplo, tenía al finalizar las pruebas un ángulo de inclinación de 25° en lugar de los 33° con que se construyó.

Para fines de diseño esto no es importante, puesto que el diseño muy difícilmente podría basarse en una reducción de altura del 10 por ciento. Las discrepancias observadas en las sacudidas 10 y 11 corresponden al movimiento de una cuña que terminó dividida en partículas (figs 7.25 a 7.27). Este tipo de falla no se consideró en la simulación.

En la figura 8.6 se comparan los perfiles del modelo 20 con aquellos obtenidos en la simulación. Los dos perfiles inferiores de esta figura muestran los resultados de la analógica. Los números pares o impares de movimientos se representan en secciones diferentes para claridad de los dibujos. Se puede ver que estos perfiles son semejantes a los del modelo.

Para confirmar más aún la efectividad de la simulación, los cocientes de los cálculos para los movimientos de los modelos 20 y 21, los cuales se excitaron con distintos periodos de vibración, se comparan en la figura 7.75 con los cocientes obtenidos de mediciones en estos modelos. El mismo efecto se predice, esto es, que en el intervalo de frecuencias usadas, los cocientes de desplazamientos verticales son inversamente proporcionales a las frecuencias de excitación. Se podría dudar de la validez de esta comparación, que está basada en el principio de que los desplazamientos en ambos modelos son proporcionales en cualquier etapa de la deformación (de otra forma las ecuaciones de movimiento no serían las mismas para los

dos modelos); pero esta relación parece mantenerse con aproximación adecuada para los diferentes ángulos y condiciones de los tres modelos de 1.00 m probados y de sus tres compañeros de 60 cm.

Admitiendo que la simulación fue al menos cualitativamente correcta, se hicieron algunos problemas cambiando el ángulo de fase de la excitación vertical, así como su amplitud. Los valores de los desplazamientos no cambiaron significativamente para la frecuencia de 25 cps del movimiento vertical. Para frecuencias menores debe esperarse un comportamiento completamente diferente.

8.4 Conclusión

La conclusión que se deriva de los resultados obtenidos en este Capítulo es que la simulación analógica propuesta, aun cuando muy simplificada, mantiene las características principales observadas en los modelos físicos. Sería deseable una simulación más elaborada con un número mayor de cuñas, en la que la resistencia de la arena pudiera cambiarse en función del desplazamiento de las cuñas, y en la cual se considerase el cambio de geometría.

CAPITULO 9

RESUMEN Y CONCLUSIONES

9.1 Resumen

Se hicieron pruebas de modelos de presas de materiales no cohesivos. Los resultados se interpretaron a la luz de la evidencia experimental y de las respuestas de una simulación analógica simplificada.

Ocho modelos de arena gruesa uniforme de 100 y 60 cm de altura se probaron estáticamente inclinándolos, para estudiar el efecto de tres variables -la relación de vacíos, el factor de seguridad y la altura de los modelos- en la resistencia de los modelos. La resistencia así inferida se usó posteriormente en la simulación analógica para interpretar el comportamiento dinámico. Posteriormente se probaron estáticamente otros cinco modelos para observar el fenómeno y estudiar efectos especiales. Se hicieron pruebas triaxiales y de corte directo con presiones confinantes extremadamente bajas, y los resultados se compararon directamente con las pruebas estáticas de modelos. El mismo tipo de comparación se hizo con algunas pruebas preliminares hechas en una caja inclinable. Se llevaron a cabo determinaciones burdas de la fricción intergranular del material de los modelos. El ángulo de reposo del material se midió cuidadosamente.

Se probaron siete modelos dinámicamente. Dos de ellos, con una altura de 60 cm, se obtuvieron a partir de sus compañeros de 100 cm. El factor de seguridad contra peso propio, y la altura, que afectó la frecuencia de excitación, fueron las dos variables controladas. Se midieron aceleraciones, cambios en el perfil de las secciones transversales, y cambios internos de geometría. Estos datos permitieron definir y valorar un modelo analítico de enrocamiento, el cual se simuló en una computadora analógica.

9.2 Conclusiones

Las conclusiones estadísticas presentadas contribuyen a un mejor entendimiento del comportamiento dinámico de enrocamientos. Cuantitativamente son solo aplicables dentro del intervalo de las variables estudiadas. La extrapolación puede efectuarse, pero únicamente tomando grandes precauciones, hasta que sea apoyada o modificada por un mayor desarrollo teórico y experimental, y una más amplia interpretación de observaciones de prototipos.

Todas las conclusiones de naturaleza estadística que se obtuvieron en este estudio, se han establecido a un nivel de confianza de 95 por ciento.

Estudios estáticos. Las siguientes conclusiones se basan en las pruebas:

1. De las tres variables estudiadas para ver su efecto en el ángulo de falla de los enrocamientos, la única

que resultó estadísticamente significativa fue la relación de vacíos.

2. En los taludes que fallan con inclinaciones mayores que el ángulo de reposo, la primera falla invariablemente ocasiona un cambio considerable y brusco de pendiente, la cual termina coincidiendo con el ángulo de reposo.
3. Antes que se inicie alguna de esas fallas no hay ningún signo exterior, tal como movimiento apreciable de partículas o cambio de geometría, que indique su proximidad.
4. La naturaleza progresiva de este tipo de falla constituye un caso de equilibrio inestable que puede explicarse cualitativamente usando modelos conceptuales de cilindros y esferas en lugar de la arena.
5. La segunda falla y las subsecuentes tienen lugar con ángulos que no se parecen a los ángulos máximos obtenidos antes de la primera falla; la diferencia entre uno y otro es tan grande como 8° o 11° . Este cambio sustancial de comportamiento, inducido por el primer deslizamiento, puede explicarse considerando la reducción de trabazón causada por este. La disminución de la resistencia se observó también en las pruebas de corte directo.
6. Las pruebas triaxiales y de corte directo no representan ni cuantitativa ni cualitativamente las condicio-

nes de la superficie del modelo, que son las que gobiernan el tipo de falla progresiva observada en los modelos. Esas pruebas pueden proporcionar información relativa a los cambios de resistencia en el interior de un enrocamiento, donde las condiciones de restricción pueden parecerse a las de las pruebas de laboratorio.

7. Debido a la disminución en la pendiente de las envolventes de Mohr para grandes presiones confinantes se preve la posibilidad de fallas de cuñas con volúmenes importantes en prototipos.
8. Esta disminución de pendientes se debe principalmente a la rotura de granos sometidos a grandes presiones; es más crítico en prototipos de presas con grandes rocas, en las cuales las fuerzas de contacto aumentan notablemente con el tamaño de los granos.

Estudios dinámicos. Las conclusiones que se presentan son aplicables a modelos y prototipos bien compactados.

1. Los modelos construidos con taludes cuya inclinación es mayor que la del ángulo de reposo del material granular, pueden soportar aceleraciones considerables. Sin embargo, después de desplazamientos moderados de corte (del orden del tamaño de los granos) y aumentos de volumen asociados a ellos, la resistencia al corte

se reduce notablemente y puede ocurrir una falla de un gran volumen de material. Esta proposición fue verificada explícitamente por las fallas de los modelos 17 y 18 que se produjeron con desplazamientos de cuña estimados del mismo orden de magnitud en ambos modelos. La falla dinámica en estas circunstancias puede ser completamente diferente de la falla progresiva observada en las pruebas estáticas. Los modelos 15 y 16, en cambio, después de soportar aceleraciones importantes, tuvieron fallas del tipo observado en las pruebas estáticas.

2. Para taludes inclinados con ángulos menores que el de reposo de la arena (como en los modelos 20 y 21), no se presenta una falla brusca, por lo menos para aceleraciones horizontales de 1 g.
3. El material granular que está en el interior de un modelo no sufre ningún desplazamiento permanente. Esto se verificó en todos los modelos. También pudo inferirse por el comportamiento de los modelos 19 y 21, que se obtuvieron quitando el material superficial de los modelos 16 y 20, una vez que estos habían sido probados. Esta observación coincide con una publicada por Minami (1962).
4. El uso de materiales pintados y su subsecuente obser-

vación, llevan a la conclusión de que los desplazamientos relativos permanentes de partículas, son mayores en la superficie, decreciendo rápidamente a mayor profundidad dentro del modelo, hasta hacerse nulos. Los desplazamientos dan idea de movimientos de cuñas triangulares, cuyos vértices quedan relativamente cerca del pie del talud.

5. El comportamiento comparativo de los modelos de 1.00 m y de 0.60 m de altura, no concuerda con conclusiones derivadas de un análisis de similitud dinámica, en la cual se considere a la aceleración como una variable importante del desplazamiento permanente de los modelos. Los modelos 18 y 17, por ejemplo, se excitaron con vibraciones cuyos periodos estaban en la relación $T_{100}/T_{60} = 1.24$, que difiere relativamente poco del 1.29 que se obtiene de las consideraciones anteriores de similitud, de acuerdo con las cuales los desplazamientos deberían estar en una relación aproximada de 1.24^2 . Sin embargo, esta relación fue de 1.24. La discrepancia así obtenida es importante en el diseño de modelos y requiere mayor investigación. Comparando los cocientes de los desplazamientos permanentes obtenidos de la simulación analógica, se obtiene una buena correlación con las observaciones de modelos (fig 7.75). Cabe anotar que los cambios hechos en la historia de carga

de los modelos parece no influir en forma importante en sus desplazamientos.

6. Una simulación analógica simplificada, suponiendo tres cuñas rígidas con vértices en el pie del enrocamiento en estudio, proporciona resultados cuantitativos que verifican razonablemente bien los valores medidos en los modelos físicos, por lo menos para condiciones relativamente amplias. Hay aún diferencias entre el comportamiento de los modelos y el de la solución analítica, las cuales pueden reducirse sin complicaciones excesivas, adoptando una simulación más cuidadosa. Refinamientos obvios incluyen el uso de la aceleración real registrada, en lugar de un coseno amortiguado, y la introducción de una componente vertical del movimiento, también en mejor correspondencia con la perturbación real, en lugar del coseno supuesto. La simulación en su estado actual de desarrollo, ya permite el uso de diferentes resistencias de la arena, para cada una de las cuñas consideradas, y el uso de componentes horizontales y verticales de aceleración.

REFERENCIAS

- Ambraseys, N. N., (1958), Discussion of a Paper of Clough y Pirtz, (1958), Transactions of the American Society of Civil Engineers, Vol. 123, pp. 811-813.
- Ambraseys, N. N., (1960), "On the Seismic Behavior of Earth Dams," Proceedings of the Second World Conference on Earthquake Engineering, Vol. 1, pp. 331-358.
- Ambraseys, N. N., (1960), "The Seismic Stability of Earth Dams," Proceedings of the Second World Conference on Earthquake Engineering, Vol. 2, pp. 1345-1363.
- Ambraseys, N. N., (1962), "The Seismic Stability Analysis of Earth Dams," Preliminary Publication of the Second Symposium on Earthquake Engineering, Reerkee, India, pp. 1-19.
- Casagrande, A., (1936), "Characteristics of Cohesionless Soil Affecting the Stability of Slopes and Earth Fills," Journal of the Boston Society of Civil Engineers, Vol. 23, pp. 13-32.
- Clough, R. W., y Pirtz, D., (1958), "Earthquake Resistance of Rock-Fill Dams," Transaction of the American Society of Civil Engineers, Vol. 123, pp. 792-810.
- Davis, R. E., y Asociados, (1960), "Model Study of Stability of Portage Mountain Dam During Earthquakes," Report to International Power and Engineering Consultants Limited.
- Drucker, D. C., y Prager, W., (1952), "Soil Mechanics and Plastic Analysis or Limit Design," Quarterly of Applied Mathematics, Vol. 10, pp. 157-165.
- Duke, C. M., (1960), "Foundations and Earth Structures in Earthquakes," Proceedings of the Second World Conference on Earthquake Engineering, Vol. 1, pp. 435-455.
- Goodman, R. E., (1963), "The Stability of Slopes in Cohesionless Materials during Earthquakes," Ph.D. Thesis, University of California, Berkeley.
- Hatanaka, M., (1955), "Fundamental Considerations on the Earthquake Resistant Properties of the Earth Dam," Disaster Prevention Research Institute, Bulletin 11, Kyoto University, pp. 1-36.

- Heiland, C. A., (1938), "Seismic Investigations of Hansen Dam and Site," Reporte a U.S. Engineer Office, South Pacific Division, San Francisco, California.
- Hendron, A.J., Jr., (1963), "The Behavior of Sand in One-Dimensional Compression," Ph.D. Thesis, University of Illinois.
- Hvorslev, M.J., (1957), Discussion of a Paper by A. Balla, (1957), Proceedings of the Fourth International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Vol. 3, pp. 105-107.
- Jacobsen, L.S., (1930), "Motion of a Soil Subjected to Simple Harmonic Ground Vibration," Bulletin de Seismological Society of America, Vol. 20, pp. 160-195.
- Jacobsen, L.S., (1940), in the report by E.P. Hollis, (1940), "A Compilation of Existing Data Relating to the Effects of Earthquakes on Earth Dams," Corps of Engineers, U.S. Army, South Pacific Division, San Francisco, California.
- Marsal, R., (1963), "Informe sobre pruebas triaxiales efectuadas con suelos granulares y materiales para enrocamiento," Informe del Instituto de Ingeniería presentado a la Comisión Federal de Electricidad, México.
- Migin, S.I., (1939), "Investigation of Sliding Down of Earth Banks in Models and Centrifugal Machines," (en Ruso), Trud. Lab. Gidrotekh. Sooruzn. Vodgee., No. 1, Moscú, Gosstroizdat, pp. 145-157.
- Minami, I., (1960), "A Consideration on Earthquake Proof Design Method of Earth Dam," Proceedings of the Second World Conference on Earthquake Engineering, Vol. 3, pp. 2061-2074.
- Minami, I., (1962), "On the Earthquake-Proof Design of Earth Dams and Rockfill Dams," (en Japonés), Report of Faculty of Agricultural Engineering, Kyoto University, pp. 1-146.
- Minami, I., (1962), "On the Stability of the Fill Dam Against the Earthquake," Faculty of Agriculture, Kyoto University, pp. 99-104.
- Mononobe, N., Takata, A., and Matumura, M., (1936), "Seismic Stability of the Earth Dam," Transactions Second Congress on Large Dams, Vol. 4, pp. 435-444.
- Newmark, N. M., (1960), "The Earthquake Resistance of Portage Mountain Dam," Reporte a International Power and Engineering Consultants Limited.

- Niwa, Y., y Mori, C., (1958), "Experimental Study on the Earthquake Resistant Properties of Earth and Rock-Fill Dams," Technical Reports of the Engineering Research Institute, Kyoto University, Reporte No. 48, pp. 1-18.
- Ramírez, J.R., (1941), "Failure of Model Sand Dams Subjected to Simulated Earthquakes," Thesis for Degree of Engineer, Stanford University.
- Rashid, J., (1961), "Dynamic Response of Earth Dams to Earthquakes," Graduate Student Research Report, University of California, Berkeley.
- Richart, F. E., Jr., (1960), "Foundation Vibration," Proceedings of the American Society of Civil Engineers, Vol. 86, No. SM4, pp.1-34.
- Rogers, F. J., (1906). "Experiments with a Shaking Machine," California State Earthquake Investigation Commission, Vol. 1, Parte 2, pp. 326-335.
- Rosenblueth, E., (1960), appendix in the report by N. M. Newmark, (1960), "The Earthquake Resistance of Portage Mountain Dam," Reporte a International Power and Engineering Consultants Limited.
- Seed, H. B., (1963), "Model Studies of the Stability of the Oroville Dam During Earthquakes," Soil Mechanics and Bituminous Materials Research Laboratory, University of California, Reporte No. TE 63-1 al Departament of Water Resources, State of California.
- Seed, H. B., y Clough, R. W., (1963), "Earthquake Resistance of Sloping Core Dams," Proceedings of the American Society of Civil Engineers, Vol. 89, No. SM1, pp. 209-242.
- Spielman, J. V., (1958), Discussion of the Paper of Clough y Pirtz, (1958), Transactions of the American Society of Civil Engineers Vol. 123, pp. 813-814.
- Ten, E., (1948), "Stability of Soil Slopes," Transactions of the American Society of Civil Engineers, Vol. 113, pp. 139-158.
- Thurston, C. W., y Deresiewicz, H., (1959), "Analysis of a Compression Test of a Face-Centered Cubic Array of Elastic Spheres," Journal of Applied Mechanics, Vol. 26, Series E, No. 2, pp. 251-258.
- Tsshokher, V. O., (1930), "Conditions of Equilibrium of Earth Massives During Earthquakes," (en Ruso), Trud. Seismolog, Inst. Akad, Nauk SSSR, No. 5, pp.1-11.

Whitman, R. V., y Healy, K. A., (1962), "Shearing Resistance of Sands During Rapid Loadings," Department of Civil Engineering, Massachusetts Institute of Technology, Research Report R62-113.

Zeller, J., y Wullimann, R., (1957), "The Shear Strength of the Shell Materials for the Göschenenalp Dam, Switzerland," Proceedings of the Fourth International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Vol. 2, pp. 399-404.