

**Ministerio de Educación Superior  
Instituto Superior Minero Metalúrgico  
Facultad de Metalurgia y Electromecánica**

**Tesis en Opción al Grado Científico de Doctor en Ciencias Técnicas**

**Determinación de los Parámetros del Hidrotransporte de las Pulpas del  
Mineral Serpentinítico**

**Autor: Ing. Manuel Suárez Feliu**

**Tutor: Dr. Doc. Alejandro Konstantinovich Nicolaev.**

**Moa, Marzo de 1998**

**“Año del Aniversario 40 de las Batallas Decisivas de la Guerra de Liberación”**

## AGRADECIMIENTOS

Mi mas profundo agradecimiento a mi tutor, Dr. C. Alejandro Konstantinovich Nicolaev del Instituto Estatal de Minas de San Petersburgo (Rusia) por su valiosa disposición en la dirección y guía de este trabajo.

A mis compañeros del Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa que en los momentos difíciles me brindaron su apoyo, en especial a todos aquellos que compartieron conmigo intensas y agotadoras jornadas de trabajo.

A todos los que, aunque no se mencionen aquí, de una forma u otra han hecho posible la realización de este trabajo.

A todos los que me han animado a seguir

A mi familia por su comprensión y apoyo

## **SÍNTESIS DE LA TESIS: “Determinación de los parámetros del hidrotransporte de las pulpas de mineral serpentinitico”.**

La existencia de grandes yacimientos lateríticos en nuestro país, donde un tercio de la reserva corresponde al mineral serpentinitico con alto contenido de níquel, ha sido objeto de investigaciones por científicos rusos y cubanos y han demostrado que la descomposición por vía ácida de la serpentinita no calcinada ofrece índices satisfactorios de extracción de componentes valiosos reforzando a su vez las posibilidades de su hidromecanización aprovechando la energía potencial de situación y el efecto económico que aporta el hidrotransporte en comparación con otros tipos de transporte.

Este trabajo tiene como objetivo el estudio y fundamentación científica de las regularidades del movimiento de las hidromezclas con alta concentración de mineral serpentinitico blando y la elaboración del método ingenieril de cálculo de los parámetros del transporte hidráulico de estas pulpas.

La metodología de investigación utilizada incluye el análisis de la bibliografía; de las experiencias de explotación de los sistemas de hidrotransportación a nivel mundial y generalización científica de los trabajos relacionados con las investigaciones del movimiento de los flujos con partículas finamente dispersa; investigaciones teóricas y experimentales de las propiedades reológicas y los parámetros de la transportación de las hidromezclas serpentiniticas; la planificación de los experimentos y la elaboración de los datos experimentales por métodos estadísticos matemáticos con el uso de la computación.

La fiabilidad de las argumentaciones científicas, de las conclusiones y recomendaciones está fundamentada por las investigaciones teóricas, las deducciones analíticas a través de la teoría de semejanza, por los resultados de los experimentos a nivel de laboratorio y en la instalación semi - industrial y la comparación de los resultados de las investigaciones con la aplicación de los métodos estadísticos matemáticos.

La novedad científica consiste en la elaboración del modelo físico – matemático del movimiento de la hidromezcla estructural de serpentinita blanda por tuberías basado en los resultados de las investigaciones de las propiedades reológicas; la determinación de las regularidades de la variación de los coeficientes de resistencia hidráulica en dependencia de la concentración másica en el intervalo de 40 a 48 % en régimen estructural; la determinación de las pérdidas específicas de presión para el movimiento de la hidromezcla estructural de la serpentinita blanda en el régimen turbulento; la determinación de las ecuaciones para la obtención de la velocidad crítica y velocidad límite de caída de los granos de serpentinita dura.

El valor práctico está determinado por la elaboración de la metodología ingenieril de cálculo de los parámetros del hidrotransporte de las hidromezclas del mineral serpentinitico.

## INDICE

| <b>Contenido</b>   | <b>Pág.</b> |
|--|-------------|
| <b>Introducción</b>  | <b>1</b>    |
| <b>CAPITULO 1. FORMULACION DEL PROBLEMA</b>  | <b>3</b>    |
| 1.1. Análisis de las experiencias de explotación de las instalaciones<br>de hidrotransporte en Cuba  | 3           |
| 1.2. Análisis de las investigaciones realizadas  | 8           |
| 1.3. Objetivo y tareas de investigacion  | 26          |
| <b>CAPITULO 2. INVESTIGACIONES TEÓRICAS DEL PROCESO DE<br/>TRANSPORTE DE LAS SERPENTINÍAS.</b>   | <b>28</b>   |
| 2.1 Propiedades de la hidromezcla de las serpentinas.  | 28          |
| 2.2. Particularidades del hidrotransporte de las hidromezclas de alta<br>concentración   | 32          |
| 2.3. Modelo físico - matemático del proceso de movimiento del mineral<br>serpentinitico blando   | 38          |
| 2.4. Determinación de las resistencias hidráulicas durante el movi-<br>miento de la hidromezcla del mineral serpentinitico blando<br>en el régimen estructural         | 46          |
| 2.5. Determinación de la velocidad crítica y la pendiente<br>hidráulica para el movimiento de la pulpa serpentinitica dura   | 54          |
| <b>CAPÍTULO 3. INVESTIGACIÓN EXPERIMENTAL DEL PROCESO<br/>DE TRANSPORTACIÓN DE LA SERPENTINITA</b>   | <b>58</b>   |
| 3.1. Determinación del tamaño hidráulico del mineral serpentinitico<br>duro  | 58          |
| 3.2. Metodología para la realización de las investigaciones experimen-<br>tales de las propiedades reológicas de las hidromezclas del mineral<br>serpentinitico blando | 64          |
| 3.3. Resultados de la elaboración de los datos experimentales de las<br>propiedades reológicas de la pulpa serpentinitica blanda                                       | 68          |

|  |           |
|--|-----------|
| 3.4. Argumentación de los parámetros de la instalación a escala semi industrial, teniendo en cuenta los criterios de semejanza hidráulica                              | 73        |
| 3.5. Metodología para la realización de las investigaciones experimentales en la instalación a escala semi industrial  | 78        |
| 3.6. Resultados de la elaboración de los datos experimentales obtenidos en la instalación a escala semi industrial   | 87        |
| 3.7. Investigación del coeficiente de resistencia hidráulica en los régimen turbulento y estructural durante el movimiento de la pulpa del mineral serpentínico blando | 94        |
| <b>CAPÍTULO 4. RECOMENDACIONES PARA EL CÁLCULO DE LOS SISTEMAS DE HIDRO TRANSPORTE DEL MINERAL SERPENTINÍTICO BLANDO Y DURO</b>  | <b>97</b> |
| 4.1. Metodología del cálculo de los parámetros del hidrot transporte del mineral serpentínico blando en los regímenes estructural y turbulento                         | 97        |
| 4.1.1. Régimen estructural   | 97        |
| 4.1.2. Régimen turbulento  | 99        |
| 4.2. Metodología de cálculo para el flujo de la pulpa del mineral serpentínico duro  | 100       |
| 4.3. Efecto económico de la aplicación del transporte hidráulico.  | 100       |
| Conclusiones y recomendaciones   | 105       |
| Nomenclaturas fundamentales utilizadas   | 107       |
| Bibliografía del autor sobre el tema de la tesis   | 109       |
| Bibliografía y referencias   | 111       |

## INTRODUCCION

La República de Cuba posee grandes reservas de minerales oxidados de níquel y cobalto, compuesta fundamentalmente de fracciones limoníticas (zona de intemperismo incompleto, compuesto predominantemente de ferribeidellita y ferrimontmorillita – zona nontronítica) y serpentiniticas (zona de rocas desintegradas semidescompuestas, integradas por serpentina semidestruidas y lixiviadas), en los cuales 1/3 de las reservas corresponden a esta última. Estas fracciones pueden ser extraídas por separado o separadas mecánicamente en las etapas primarias de elaboración de dichos minerales. La fracción limonítica contiene en %: Ni. 1-1,3; Co. 0.07; Fe hasta 50; la serpentinitica en %: Ni. 1,2-1,6; Co. 0,03; Fe alrededor de 20; SiO<sub>2</sub>. 35; Mg hasta 30 [1, 88].

Actualmente la fracción serpentinitica en Cuba se elabora en cantidades limitadas utilizando la tecnología carbonato-amoniaco (proceso Carón), en las Empresas René Ramos Latour y Ernesto Che Guevara en las ciudades de Nicaro y Moa, respectivamente, con un contenido en el material inicial menor de 25 %. En la empresa Pedro Sotto Alba de Moa (tecnología ácida), la serpentina se separa de la limonita casi totalmente, quedándose la fracción de mayor contenido de níquel sin elaborar.

Por un largo período de tiempo, científicos rusos y cubanos, han trabajado en la elaboración para las condiciones de Cuba, de tecnologías más efectivas de extracción de níquel a partir de las serpentinas [2].

Conjuntamente con la elaboración de tecnologías de tratamiento de las serpentinas, en el Centro de Proyectos de la Unión del Níquel (Moa), se lleva a cabo la elaboración de variantes de transporte del mineral desde los yacimientos hasta la fábrica. La diferencia de altura geodésica (140 m) entre los yacimientos y el punto de suministro del mineral representa una condición fundamental, que da la posibilidad de utilizar el hidrot transporte por gravedad, sin necesidad de gastos de energías.

La efectividad de trabajo de este sistema de transporte depende tanto de la correcta proyección, como de la fundamentación del régimen de transporte de mineral recomendado.

Al estudio de las regularidades de movimiento de los flujos de hidromezclas minerales y diferentes materiales, los problemas de la teoría y cálculo de transporte hidráulico, con gran

atención están dedicados los trabajos [3, 23].

Algunos de los aspectos teóricos más importantes en la esfera del hidrotransporte se encuentran en los trabajos de: Velikanov M.A., Makkaveev V.M., Goncharov V.N., Kolmogorov A.I., Barenblatt G.I., Frankl F.I., Sliozkin I.A y otros, en los cuales no solo se analizan los problemas de la teoría de transporte de materiales sólidos en flujos a presión y por gravedad, sino que se dan soluciones para flujos con partículas medianas y relaciones líquido - sólido pequeñas. Las ecuaciones diferenciales generales del movimiento de partículas sólidas suspendidas en flujos líquidos no están completas y desarrolladas hasta la total solución, pero representan el punto de partida para diferentes métodos de elaboración de datos experimentales. Por eso las fórmulas actuales de cálculo existentes, en el campo del hidrotransporte tienen un carácter empírico y satisfacen solo aquellas condiciones para las cuales fueron obtenidas.

Lo antes expuesto confirma la necesidad de investigaciones teórica - experimentales, con el objetivo del estudio integral y la fundamentación científica, de las regularidades del movimiento de las hidromezclas serpentínicas de alta concentración y la elaboración de métodos ingenieros de cálculo de los principales parámetros del hidrotransporte de minerales serpentínicos.

## **CAPITULO 1. FORMULACION DEL PROBLEMA**

### **1.1. Análisis de las experiencias de explotación de las instalaciones de hidrotransporte en Cuba**

Los minerales serpentiniticos forman una amplia faja, localizada en la región norte de la provincia de Holguín, en la parte oriental de Cuba. Actualmente las serpentinas se utilizan en pocas cantidades, aunque, por la tecnología carbonato - amoniacal (proceso Carón) la fracción serpentinitica separada de la limonítica, se somete en un régimen optimo de tostación reductora en hornos de soleras múltiples y se lixivian en solución carbonato - amoniacal.

Consecuentemente, después del transporte, la pulpa debe ser espesada, almacenada y bajo la acción de la energía solar, el mineral debe disminuir su humedad hasta el nivel que tenía antes del transporte o incluso menos. Para el espesamiento de la pulpa, y su almacenamiento se propone la utilización de una serie de espesadores del tipo a contracorriente (Figura 1.1), elaborados e investigados en el laboratorio de hidrotransporte de mineral y productos sólidos de la Cátedra de Maquinas de Transporte Minero del Instituto de Minas de Sant-Peterburgo "G.V. Plejanov" (IMSP) [24]. Actualmente de acuerdo a los planes de investigaciones conjuntas entre el ISMM de Moa y el IMSP se realizan investigaciones para la utilización de estos espesadores para el incremento de la concentración de las hidromezclas de serpentinas.

La utilización de estos tipos de espesadores no requiere gastos de energías adicionales, lo cual es particularmente importante en el actual período.

Las investigaciones, presentadas en el trabajo [25], demostraron que la descomposición de la serpentinita se puede realizar con igual éxito utilizando ácido sulfúrico, nítrico o ácido clorhídrico, en calidad de reactivo de lixiviación. Indices satisfactorios de extracción de componentes valiosos se alcanzan con la utilización de materias primas serpentiniticas no calcinadas.

Por eso los autores, en la propuesta de cinco esquemas de tratamiento integral de las serpentinas, excluyeron de los mismos el proceso de tostación. Esto a su vez refuerza las posibilidades de la utilización del hidrotransporte de serpentinas, ya que no requiere gastos de energía.

Hasta el año 1959 todos los yacimientos de níquel-cobalto de Cuba pertenecían a monopolios norteamericanos, los cuales construyeron sobre esta base dos fábricas una de ellas en la ciudad



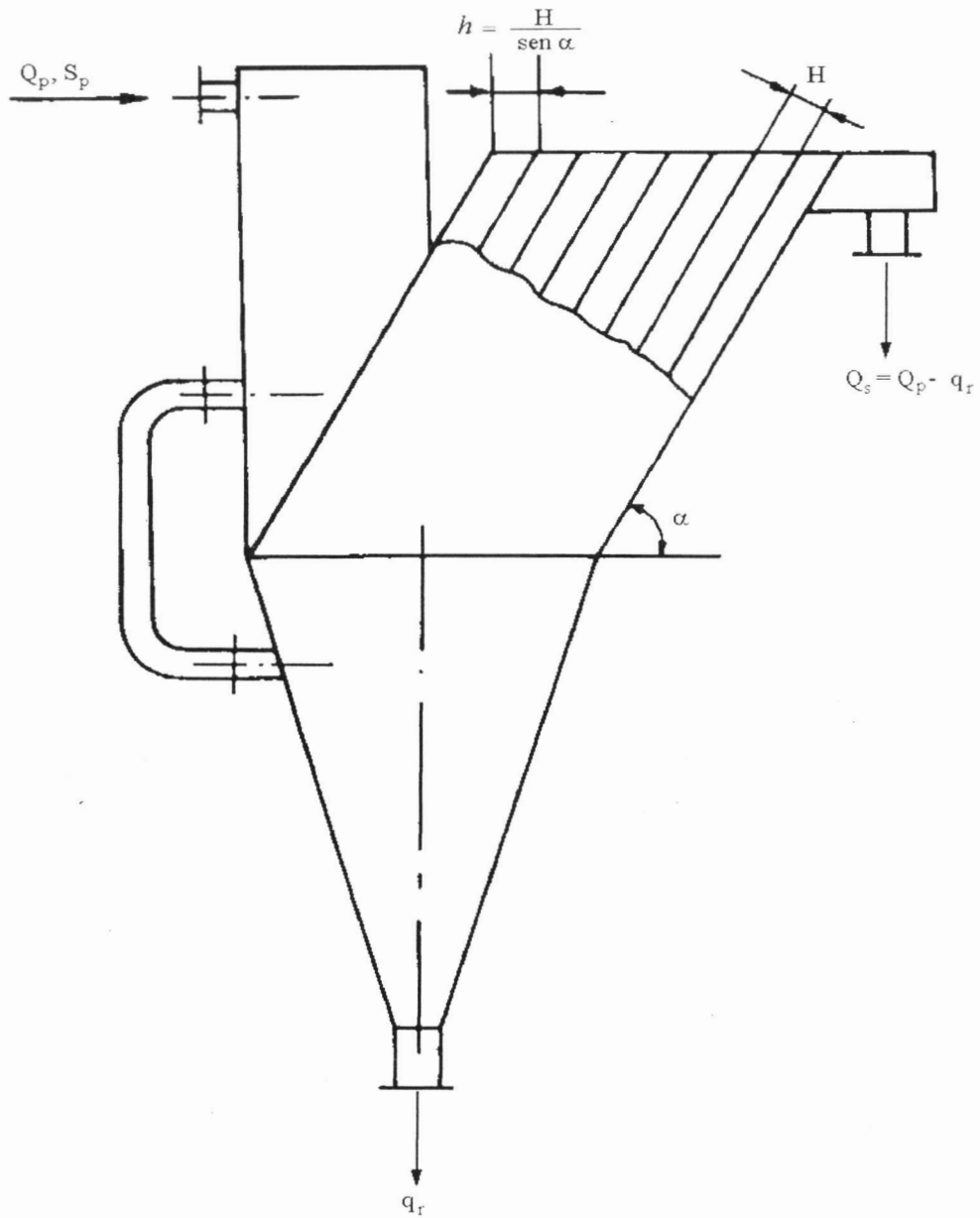


Figura 1.1: Espesador de Lamas.

de Nícaro en 1942 y la otra en la ciudad de Moa a finales de los años 50. En el año 1987 comienza a trabajar la fábrica “Cmde. Ernesto Che Guevara” en Punta Gorda también en la ciudad de Moa, con una capacidad de producción de 30 mil toneladas de concentrados de níquel anualmente. Construida con colaboración técnica y económica de la entonces URSS. La fábrica Pedro Sotto Alba representa la única empresa donde se utiliza el hidrotransporte de minerales limoníticos. En la Figura 1.2 se representa el esquema de la misma, donde se aplica el hidrotransporte a presión y por gravedad.

Una particularidad de los minerales limoníticos es su composición granulométrica. En lo fundamental, el 85 % del mineral, extraído en los yacimientos, posee un tamaño menor de 0,044 mm, y la otra parte, 15 % se compone de una mezcla de pedazos duros de xido de hierro con dimensión 3 - 6,5 mm y bajo contenido de níquel y cobalto.

En la Tabla 1.1 se presentan los resultados del análisis granulométrico y de la composición química del mineral, que se alimenta desde el yacimiento a la planta de preparación de pulpa [26].

Tabla 1.1: Características granulométricas y composición química de la hidromezcla de limonita:

| Clases, mm     | % en masa | <i>Composición química, %</i> |      |      |      |      |      |
|----------------|-----------|-------------------------------|------|------|------|------|------|
|                |           | Ni                            | Co   | Fe   | Al   | Mg   | Zn   |
| + 0,83         | 5,5       | 0,43                          | 0,05 | 46,2 | 9,4  | 1,5  | 1,66 |
| - 0,83 + 0,5   | 1,5       | 0,68                          | 0,25 | 38,1 | 9,9  | 2,1  | 2,12 |
| - 0,5 + 0,20   | 2,1       | 0,89                          | 0,28 | 32,1 | 8,8  | 2,0  | 2,67 |
| - 0,20 + 0,10  | 2,5       | 1,01                          | 0,24 | 33,7 | 8,4  | 1,90 | 3,83 |
| - 0,10 + 0,044 | 3,4       | 1,22                          | 0,29 | 37,1 | 6,3  | 1,5  | 5,53 |
| - 0,044        | 85,0      | 1,44                          | 0,12 | 48,6 | 4,80 | 0,56 | 1,46 |

El mineral laterítico en la planta de preparación de pulpa se lava con un flujo de agua hasta una concentración de sólidos de 25 - 30 %. Las partículas con pequeño contenido de níquel de dimensiones +0,833 mm se envían al depósito de colas, las menores se transportan por gravedad a través de un conducto de hormigón y hierro fundido de diámetro 610 mm y longitud 5129 m hasta la planta de espesadores. El conducto está dividido en 54 partes entre las cuales existen registros, donde la velocidad de la pulpa disminuye.

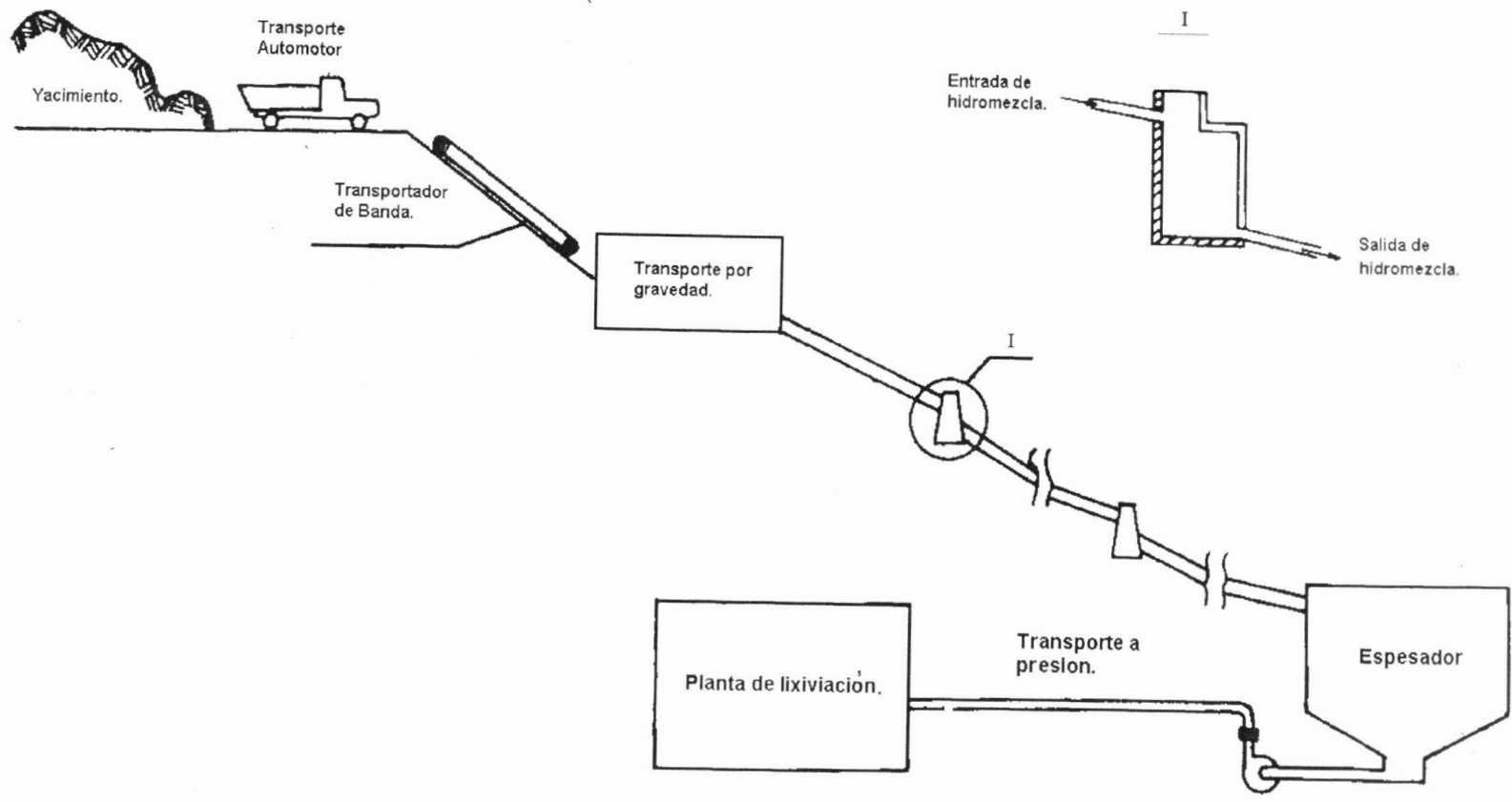


Figura 1.2. Esquema de transportación del mineral limonítico desde el yacimiento Moa hasta la fábrica.

La pendiente media del conducto es de 1,5 %. En la fábrica, la hidromezcla se alimenta a espesadores radiales. Estudios realizados en el conducto han demostrado, que la pulpa se transporta sin llenar completamente la sección transversal del mismo.

Durante los años de explotación del conducto, el espesor de la tubería ha disminuido en unos 20 mm respecto al inicial (75 mm). Datos experimentales obtenidos sobre la velocidad de la pulpa [26], han demostrado que la velocidad del flujo varía en los límites de 1 - 1,4 m/s.

Estudios realizados sobre los parámetros reológicos de la hidromezcla limonítica han demostrado la existencia de propiedades plásticas [27, 28, 29]. La existencia de propiedades plásticas en la pulpa limonítica es favorable para el hidrotransporte, aunque, estas empeoran el proceso de sedimentación de la misma en los espesadores. La pulpa después de espesada se transporta con la ayuda de bombas centrífugas. La concentración de sólidos en la pulpa es de 45 - 48 %. El conducto de transporte tiene una longitud de 460 m y diámetro de 508 mm. El espesor inicial de la tubería era de 12 mm actualmente se ha desgastado en unos 3 - 5 mm. Lo que evidencia que la pulpa no posee fuertes propiedades hidroabrasivas [30]. El sistema de hidrotransporte actual fue creado para la transportación del mineral desde el yacimiento Moa - oeste, aunque las reservas de este yacimiento se terminan en el año 2000. Actualmente se realiza el proyecto de una instalación para el transporte hidráulico de mineral desde el yacimiento Moa - oriental. El proyecto lo realizan en conjunto el Centro de Proyecto de la Unión del Níquel y el Instituto "MEJANOBR". El cálculo de los parámetros de la instalación se realiza por la metodología elaborada en el trabajo [26].

El perfil estatigráfico ideal de estos yacimientos macroscopicamente es el siguiente: en la parte inferior se encuentran las harzburgitas serpentinizadas con la presencia de franjas en dirección vertical. Encima de la serpentina dura se encuentran serpentinas fuertemente desintegradas (serpentinitas blandas) de color gris - verdoso, amarillo - verdoso o amarillo - rojizo con alto contenido de níquel. Encima de estas capas se encuentran las lateritas blandas (limonitas) de color rojo o rojo oscuro; las mismas se caracterizan por un menor contenido de níquel. En las Figuras 1.3 y 1.4 se presentan los cortes verticales de los yacimientos de Nicaro y Moa, y también la distribución del contenido de minerales en el yacimiento Ocuja (Nicaro).

Para la determinación preliminar del contenido granulométrico del mineral serpentinitico blando fueron tomadas muestras en la fábrica de Nicaro después de la tostación reductora en los hornos de múltiples soleras. La masa de la muestra tomada fue de 156 kg, con una humedad

de 4 - 5 %, la composición granulométrica se presenta de la siguiente forma: - 12,7 + 6,3 mm - 1,25 %; - 6,3 + 1,2 mm - 1,3 %; - 1,2 + 0,833 mm - 4,7 %; - 0,833 + 0,147 mm - 13,1 %; - 0,147 + 0,074 mm - 16,3 %; - 0,074 + 0,044 mm - 14,85 %; - 0,044 mm - 58,5 %.

El análisis de la composición granulométrica obtenida ha demostrado, que los granos de mayores dimensiones corresponden a la serpentinita dura. Durante la extracción del mineral en los yacimientos las fracciones de serpentinitas dura y blanda no se separan y debido a esto en el proceso tecnológico siempre hay presente un pequeño porcentaje de mineral serpentinitico duro. La hidromezcla de mineral serpentinitico blando, por sus características puede ser considerada entre las hidromezclas finamente dispersas y es posible que, para altas concentraciones la pulpa puede poseer propiedades de líquidos no newtonianos.

Investigaciones realizadas en el trabajo [26] demostraron que la hidromezcla limonítica para concentraciones mayores de 35 % de sólidos (en masa), corresponde por sus propiedades, a los líquidos no newtonianos. Por su composición granulométrica el mineral limonítico y serpentinitico blando se caracteriza por un alto contenido de partículas finas.

## 1.2. Análisis de las investigaciones realizadas

Tanto en la antigua URSS, como en otros países el hidrot transporte de materiales arenosos ha tenido una amplia difusión en la mecanización racional de los procesos tecnológicos de transporte, almacenamiento, carga y descarga y otros trabajos en distintas esferas de la economía nacional ( en la industria metalúrgica, química, de construcción y otras).

La proyección, construcción y explotación de los sistemas de hidrot transporte, se basan en los resultados de grandes volúmenes de trabajos científico - investigativos.

En 1981 se termino la construcción de un sistema de hidrot transporte dotado de 9 líneas y una longitud de 29 km, para el transporte de concentrado de cobre desde la fabrica de Enriquecimiento Talnajoskii hasta la fabrica metalúrgica Nadezhdinskii. En 1982 la conductora de 26,5 km desde el combinado minero y de Enriquecimiento Mikhailovskii hasta la fábrica metalúrgica de Oskolskii, y la conductora de mas de 200 km de longitud para el hidrot transporte de carbón desde la minas Inskaya hasta la ciudad de Novosibirsk.

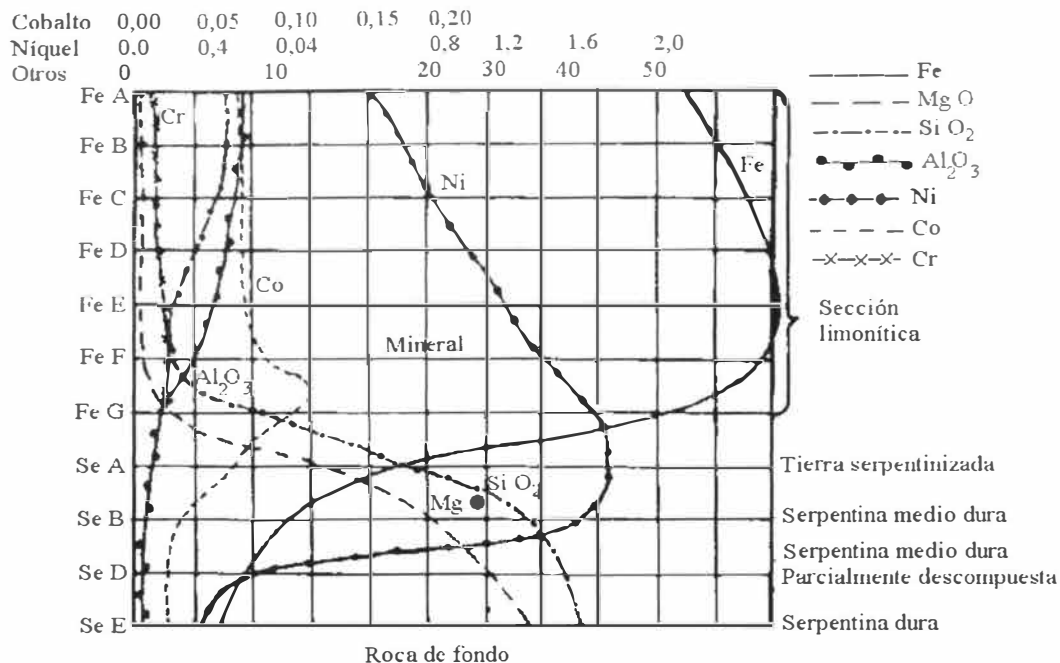


Figura 1.3 Perfil vertical de la distribución de minerales en el yacimiento Ocuja, Nicaro. [31].

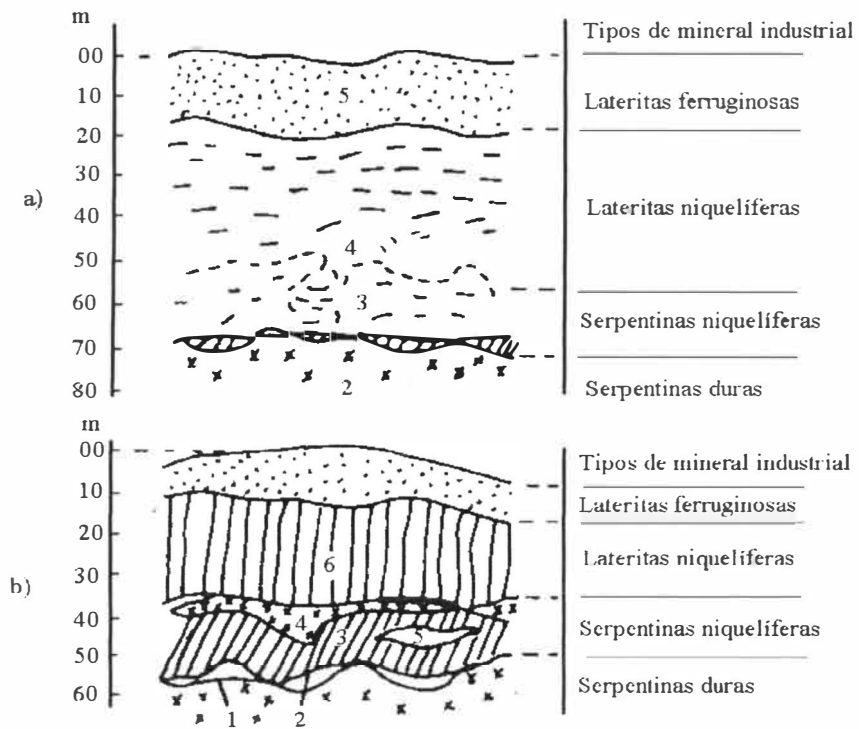


Figura 1.4 Corte vertical de los yacimientos :  
 a) En el yacimiento Moa-Oriental;  
 b) En el yacimiento Ocuja, Nicaro [31].

Entre las grandes instalaciones de hidrotransporte en el extranjero, es necesario mencionar la conductora para el transporte de concentrados de minerales de hierro en México, con una longitud de 382 km y productividad de 4,5 millones de toneladas al año. Llama la atención la conductora de Belk Mesa en Arizona USA [16], para la transportación de 4,5 millones de toneladas anuales de carbón bituminoso, con densidades  $1.42 \text{ t/m}^3$  y un contenido relativo de humedad hasta 11 %.

La distancia entre las estaciones de bombeo en dependencia del relieve varia desde 70 a 150 km con presiones de 6,9 MPa, y el desgaste hidroabrasivo alrededor de  $50 \mu\text{m}$  al año.

En las hidromezclas se mantiene la siguiente composición granulométrica media: +1,2 mm -1,5 %; +0,84 mm -4 %; +0,59 mm -11 %; +0,3 mm -32,5 %; +0,15 mm -55 %; -44 mm -19,5 %.

La velocidad de transporte 1,5 - 1,7 m/s para una concentración másica de 0,5.

El logro de un efecto económico, con la garantía de un trabajo seguro y prolongado de las instalaciones de transporte, sin gastos adicionales, representa la base de la intensificación de los trabajos de hidrotransporte.

La intensificación del trabajo de las instalaciones de hidrotransporte se logra con el abastecimiento seguro y estable del flujo de hidromezcla. Normalmente estos regimenes se logran para parámetros constantes de transportación: velocidad de la corriente del flujo, gasto de pulpa, concentración y composición granulométrica de la fase sólida en el flujo. Por eso la selección correcta de estos parámetros representa el aspecto fundamental, para mantener el régimen estacionario; el mantenimiento de sus valores durante el proceso de transporte, determina la estabilidad de todo el proceso de transportación hidráulica. La práctica ha demostrado, que la concentración y composición granulométrica de la fase sólida, ejercen un efecto significativo en el flujo. El incremento del número y dimensiones de las partículas y sus contactos provoca variaciones en la estructura del flujo.

La introducción de partículas sólidas en el flujo de líquido provoca variaciones en las características de turbulencia del mismo, cambian sus características hidráulicas debido a que la magnitud absoluta de la resistencia hidráulica, en función de la concentración, depende de la composición granulométrica de la fase sólida.

Para el estudio de diferentes tipos de problemas, sobre el comportamiento de las hidromezclas en los conductos existen algunas clasificaciones. En el trabajo [16] se expone una clasificación, en la cual en calidad de parámetro determinante se toma la dimensión de las partículas sólidas,

sobre la base de que en dependencia de sus dimensiones cambian las condiciones de interacción hidráulica de las partículas con el flujo del líquido transportador. En casos generales es posible establecer el intervalo de dimensión geométrica de las partículas, dentro del cual se mantienen invariables en lo fundamental determinadas propiedades de la mezcla.

En correspondencia con esto las hidromezclas se clasificaban en: coloidales, estructurales, finamente dispersas, grueso dispersas, grueso dispersas heterogéneas y polidispersas.

Al estudio del movimiento de los flujos bifásicos, se han dedicado gran cantidad de científicos y colectivos científicos a nivel mundial.

El análisis de estas investigaciones han demostrado, que las mismas están dedicadas en lo fundamental a los siguientes aspectos:

- Trabajos teóricos, en los cuales se ha intentado encontrar la solución matemática y explicación física de los procesos que ocurren durante el transporte de partículas sólidas suspendidas en el flujo de líquido;
- Trabajos experimentales con la posterior generalización de los datos obtenidos;
- Trabajos dirigidos a la adecuación de los resultados experimentales y teóricos.

Los resultados de estos trabajos han permitido determinar la relación cuantitativa entre los parámetros del hidrot transporte y los métodos de cálculos semiempíricos, sin los cuales no hubiera sido posible la proyección de las líneas de hidrot transporte a presión y por gravedad.

Para el análisis de la estructura de los flujos de hidromezclas siempre se parte de las particularidades del movimiento de los líquidos homogéneos en régimen laminar, para los cuales la distribución de velocidad en la sección transversal de la tubería se ajusta a una ley parabólica

$$U = U_{max} \cdot \left[ 1 - \left( \frac{r}{R} \right)^2 \right] \quad (1.1)$$

donde: R - radio de la tubería;

r - distancia desde el eje de la tubería hasta el punto analizado;

U<sub>max</sub>. - velocidad máxima para r = 0

En el régimen de movimiento turbulento, la distribución de velocidad para líquidos



homogéneos se describe por una ley logarítmica, propuesta sobre la base de la teoría semiempírica de Prandtl-Karman.

$$\frac{U_{max} - U}{U_*} = \frac{1}{x} \cdot \ln \frac{r}{r - y}, \quad (1.2)$$

donde:  $x$  - constante de Karman;

$y$  - distancia desde la pared del tubo hasta el punto analizado;

$$U_* = \left( \frac{\tau}{\rho} \right)^{\frac{1}{2}} \text{ - velocidad dinámica, donde:}$$

$\tau$  - tensión de rozamiento en la pared del tubo.

El estudio de la trayectoria del movimiento de partículas en suspensión dentro del flujo, permite la solución del problema sobre la suspensión y transporte de partículas sólidas en flujo turbulento. El carácter del movimiento de las partículas depende significativamente de una serie de parámetros, los cuales en una medida u otra están determinadas por las fuerzas de suspensión y gravitación que actúan sobre las partículas del material.

En los trabajos [32, 33] se señala el carácter de movimiento en salto de las partículas y su disposición en la parte inferior del flujo. Los estudios expuestos en el trabajo [33] se realizaron en condiciones de movimiento de partículas unitarias sin considerar la influencia de la concentración de la fase sólida y sin la suficiente relación entre los parámetros y el régimen de transportación, debido a que para concentraciones significativamente elevadas no es posible realizar las observaciones visuales y filmicas por la gran turbulencia. Analizando los resultados de las investigaciones realizadas, se puede llegar a las siguientes conclusiones: las partículas sólidas se mueven en un flujo caótico; la trayectoria del movimiento de las partículas en estado de suspensión tiene un carácter cercano al de espiral y con el aumento de la velocidad tiende a un carácter lineal; para el traslado en salto de las partículas en la parte inferior de la tubería, la dimensión del salto es proporcional a la velocidad; la trayectoria de las partículas se interceptan con mayor frecuencia cuanto mayor es el grado de concentración solo para determinada magnitud. Todo esto confirma el movimiento complejo y desorganizado de las partículas en flujos con concentraciones variables de las partículas sólidas, particularmente para materiales de distintos tamaños de fraccionarias estas se mueven por diversas trayectorias, es decir, la

composición granulométrica de la fase sólida ejerce influencia sobre la estructura del flujo y sus características de turbulencia. Los materiales finos y dispersos y las fracciones pequeñas ejercen menos influencia ya que las partículas de pequeñas dimensiones, al caer en el flujo turbulento del líquido, se mueven al mismo tiempo con él como si fuera un solo flujo [9, 17, 18, 19]. Con el incremento de las dimensiones de las partículas se observa un frenado y en algunos casos una aceleración de la fase sólida.

Las partículas que se mueven en el flujo lo hacen en gran medida en forma de torbellinos de grandes escalas que surge en el mismo. Las partículas con densidades mayores que la del líquido que las rodea, se precipitan dentro del flujo, descendiendo a la capa inferior o se sedimentan en el fondo. El frenado de las partículas y sus caídas crean en el flujo un campo de velocidades relativas, capaz de incrementar su turbulencia [17].

Con el aumento de la concentración de la hidromezcla surge el efecto de disminución de la turbulencia del flujo debido al incremento de la densidad media del mismo, la disminución del fenómeno de deslizamiento, y la fricción entre las capas del líquido a cuenta de la disminución de la intensidad de agitación de las partículas sólidas en el flujo. El proceso de movimiento de las hidromezclas de grandes concentraciones se caracteriza por el crecimiento de la influencia de interacción de las partículas entre sí, determinado por la fricción entre las capas [34].

Durante el transporte de uno u otro material tiene gran significado su capacidad de disolverse en el flujo de líquido portador, concentrándolo con su contenido de fina dispersión.

La distribución de la concentración de las partículas sólidas por la sección transversal de flujo de la hidromezcla fue utilizada por V.I. Makkaveev en el trabajo [35] y posee la siguiente forma:

$$\frac{\partial C}{\partial t} = \varepsilon \left( \frac{\partial C}{\partial y} \right)^2, \quad (1.3)$$

$$U \frac{\partial C}{\partial x} = \varepsilon \left( \frac{\partial C}{\partial y} \right)^2,$$

donde:  $\varepsilon$ - coeficiente de difusión turbulenta, admitiendo que  $\frac{U}{\varepsilon} = \text{const}$

A pesar de que existen una serie de trabajos, en los cuales la teoría de difusión se corresponde con los experimentos, es evidente que en estas no se consideran completamente todos los

factores que influyen en el proceso de transporte de partículas sólidas por el flujo turbulento de líquido [36,19].

La teoría difusiva de V.I. Makkaveev se basa en la admisión de que las partículas sólidas que se encuentran en el flujo turbulento participan en la difusión, y la turbulencia del flujo aumenta la difusión intensamente. De esta forma, la presión se consume solo en vencer las resistencias lineales. Para el caso de la distribución parabólica de velocidades de Bussinesk es posible establecer la regularidad de distribución de las partículas sólidas por la sección transversal del conducto.

Las primeras investigaciones, realizadas por G. Jovard, V.S. Knoroz y otros demostraron que la teoría de difusión se puede utilizar para determinar la pérdida de presión sola para el hidrotransporte de materiales de fina dispersión. En presencia de partículas de mayores dimensiones en las hidromezclas, las pérdidas de presión calculadas se obtienen con resultados menores ya que no se consideran las pérdidas de presión causadas por la suspensión de las partículas y su contorneo por el flujo.

En la teoría gravitatoria de M.A. Velikanov [37], la energía gastada en la suspensión de las partículas sólidas, se determina considerando que el trabajo de la fuerza de gravedad es igual al trabajo de las fuerzas de resistencia y suspensión. Del mismo modo se determinan las pérdidas de energía en el contorneo de las partículas por el flujo. Como resultado de esto las pérdidas de energía se obtienen significativamente disminuidas. La introducción por algunos autores de coeficientes de correcciones no da una solución correcta y tergiversan el sentido de la teoría [19].

En dependencia de las dimensiones del material transportado se definen las características hidráulicas de los conductos (Figura 1.5) para hidromezclas con partículas finas de sistemas heterogéneos [19]. Las características hidráulicas de las pulpas con partículas finas son análogas a las características hidráulicas de los flujos monofásicos. El diagrama de velocidades se caracteriza por una disposición concéntrica con máximos valores de velocidades correspondientes al eje del conducto.

El diagrama de distribución de concentraciones se corresponde con el de velocidades. Las capas con un mismo valor de concentración se disponen de forma concéntrica y el núcleo de máxima concentración se encuentra en el centro del flujo y se corresponde con la zona de máximas velocidades. La correspondencia del diagrama de velocidades y concentraciones es

típico para flujos de altas concentraciones.

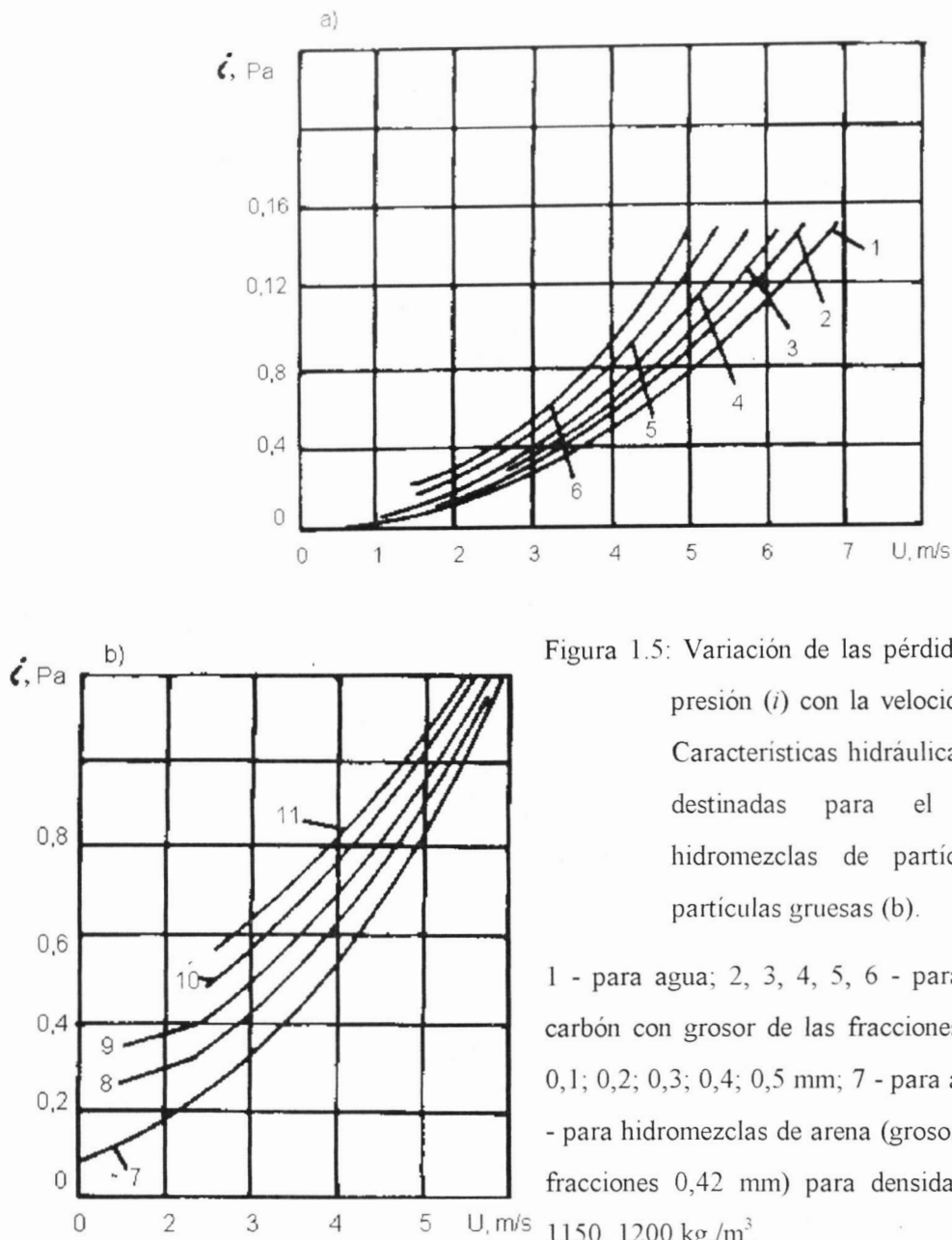


Figura 1.5: Variación de las pérdidas específicas de presión ( $i$ ) con la velocidad del flujo ( $U$ ). Características hidráulicas de las tuberías destinadas para el transporte de hidromezclas de partículas finas (a), partículas gruesas (b).

1 - para agua; 2, 3, 4, 5, 6 - para hidromezcla de carbón con grosor de las fracciones correspondiente 0,1; 0,2; 0,3; 0,4; 0,5 mm; 7 - para agua; 8, 9, 10, 11 - para hidromezclas de arena (grosor promedio de las fracciones 0,42 mm) para densidades 1050, 1100, 1150, 1200 kg./m<sup>3</sup>.

Las características hidráulicas de las conductoras para el hidrotransporte de hidromezclas de partículas relativamente pequeñas (0 - 6 mm) poseen tendencia al crecimiento de la velocidad de mezclado hacia la parte opuesta de la curva para flujos monofásicos, con el incremento de las dimensiones de las partículas de material transportado (0 - 15 mm) esta tendencia crece.

La ley de distribución de la concentración de las partículas sólidas por la sección transversal del flujo se encuentra en relación directa con el diagrama de distribución de velocidades medias longitudinales. En la Figura 1.6 está representada la distribución de la concentración por la

sección transversal del conducto para una mezcla arenosa finamente dispersas [19]. En la figura se observa, que para el transporte de hidromezclas finamente dispersas la distribución de concentración de partícula sólida se corresponde con líneas concéntricas que caracterizan el campo de velocidades del flujo por su sección transversal. Esta regularidad se mantiene para concentraciones de las hidromezclas no mayores de 25 %. Para posteriores incrementos de concentración, el núcleo del flujo claramente expresado, y correspondiente a las máximas concentraciones de la fase sólida, se dispone debajo del eje geométrico.

Para hidromezclas de partículas gruesas es característico el cambio de las regularidades de distribución de concentración de la fase sólida por la sección transversal del flujo. En este caso el núcleo del flujo se presenta menos definido y se dispone en la zona inferior. Con el incremento de las dimensiones de las partículas, la máxima concentración de la fase sólida se encuentra en la zona inferior y el carácter de capa del flujo se conserva. La mayor desigualdad de distribución de las partículas por tamaño se observa para velocidades del flujo cercanas a la crítica.

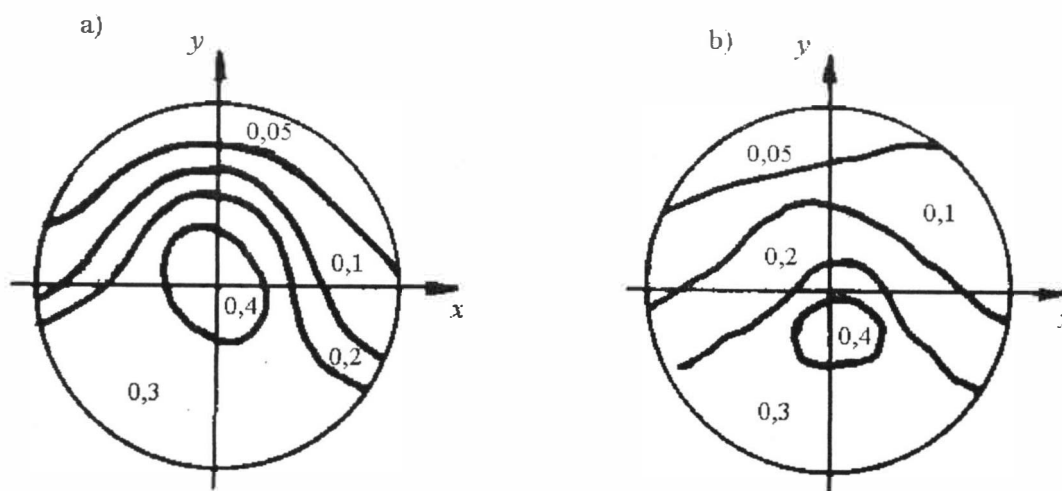


Figura 1.6: Distribución de la concentración de la hidromezcla de arena finamente dispersa según corte transversal de la tubería: a) velocidad de transportación mayor que la velocidad crítica para densidad de hidromezcla  $\rho = 1,2 \text{ t/m}^3$ ; b) velocidad de transportación menor o igual que la velocidad crítica y densidad de hidromezcla  $\rho = 1,7 \text{ t/m}^3$ .

Las hidromezclas con partículas sólidas de 1 - 50  $\mu\text{m}$  y contenido 6 - 12 % (en volumen), se denominan estructurales. En éstas, las partículas sólidas se intercalan entre sí y con el líquido

portador. El mecanismo de sus interacciones esta basado en los fenómenos físico - químicos en la interface sólido – líquido.

Estas hidromezclas, al alcanzar una nueva concentración (crítica) de partículas sólidas, adquieren propiedades viscoso - plásticas, determinadas por los procesos de reestructuración (formación estructural) de las mismas [3, 4, 20, 23].

Para pequeñas tensiones de rozamiento dejan de moverse y sufren solo deformaciones elásticas. Ello representa la cualidad principal que diferencia los sistemas dispersos estructurales de los líquidos newtonianos.

La presencia de clases pequeñas en el volumen de las hidromezclas determina en gran medida sus características cualitativas y cuantitativas, por ello las fórmulas de cálculo ampliamente conocidas y comúnmente utilizadas en el transporte hidráulico no pueden ser utilizadas en este caso; por consiguiente, para estas hidromezclas es necesario conocer sus características reológicas. Para determinar los parámetros del hidrot transporte y la efectiva selección del régimen de movimiento se debe realizar un análisis cuidadoso de la dependencia de los parámetros reológicos de las mezclas de la concentración de la fase sólida dispersa y otros parámetros.

Experimentos preliminares (Capítulo 2) demostraron, que para una concentración másica de sólidos de 40 % las hidromezclas de serpentinitas blandas se comportan como fluidos no newtonianos. A.E. Smoldirev estableció que durante el movimiento de hidromezclas de agua-carbón, suspensiones de caolín, mezclas alimenticias y materiales de construcción, pueden existir tres regímenes de movimiento: estructural, transitorio y turbulento. El régimen estructural se caracteriza por una dependencia lineal de las pérdidas hidráulicas con respecto a la velocidad del flujo (pequeñas velocidades) lo cual tiene su fundamento en la ecuación de Shvedov - Bingham

$$\tau = \tau_o + \eta \cdot \dot{\gamma} \quad (1.4)$$

donde:  $\dot{\gamma}$  - velocidad de deformación (gradiente de velocidad);  $\tau_o$  - tensión cortante inicial;  $\eta$  - viscosidad plástica.

La utilización del esquema de la corriente - viscoso plástica, que se subordina a esta ecuación permite resolver los problemas prácticos.

Con el aumento de la velocidad aparece el régimen de transición. Aunque, para medios de

elevadas viscosidades con grandes concentraciones de la fase sólida dispersa a veces no se presenta la posibilidad de alcanzar el grado límite de deformación de la estructura antes de que aparezca el régimen turbulento o la destrucción del flujo compacto. Por ésto para algunas hidromezclas altamente concentradas el régimen de transición no existe [10, 21, 22, 38].

El posterior aumento del esfuerzo aplicado al flujo, conlleva la aparición del régimen de corriente turbulento, caracterizado como en los líquidos homogéneos, por el mezclado de las venas del flujo y el continuo cambio de las velocidades, tanto por sus magnitudes como por sus direcciones.

En el régimen turbulento las hidromezclas concentradas se mueven como si fueran líquidos homogéneos con viscosidad en el límite de deformación de la estructura. Con el incremento de la concentración de partículas sólidas en las hidromezclas el paso del régimen estructural al turbulento ocurre para más elevadas velocidades.

G. Ivenskii [40] durante el estudio de los regimenes de movimientos de materiales de construcción por tuberías de diferentes diámetros estableció, que existe el régimen estructural en los límites de velocidades hasta 0,5 m/s. En este él observó el régimen estructural, que acompaña la rotación de los granos, lo que conllevó la destrucción de las relaciones estructurales.

En los trabajos [41, 42] se exponen los resultados de estudios experimentales, los cuales testifican la presencia de un núcleo del flujo sin destrucción de su estructura al inicio del régimen turbulento en la tubería, por consiguiente, el movimiento de líquidos estructurales por tuberías se caracteriza por la presencia de un núcleo del flujo, que se mueve con velocidad constante, como un cuerpo compacto.

Durante el movimiento de hidromezclas con pequeñas concentraciones, el núcleo del flujo prácticamente no existe y las mismas se mueven como líquidos newtonianos viscosos con completa estructura. Aunque es necesario señalar, que la presencia de restos de relaciones estructurales conlleva que los valores de viscosidad determinados experimentalmente en superan en muchas veces los valores de viscosidad determinados por la Ecuación de Einstein

$$\mu = \mu_0 (1 + \alpha \cdot C) \quad (1.5)$$

donde:  $\alpha = 2,5$

Esto significa, que la corriente de hidromezclas viscoso plasticas puede analizarse como una

corriente de dos zonas: núcleo del flujo y espacio anular alrededor del mismo. Algunos investigadores [16, 20, 43, 44] relacionan además de las zonas mencionadas una tercera - zona de la pared.

La integración de la ecuación (1.1) para las condiciones de movimiento de hidromezclas de alta concentración en tuberías circulares de radio  $R$  conduce, como es conocido [15] a la ecuación de Buckingham, que describe el gasto (flujo) de hidromezcla en régimen de corriente estructural

$$Q = \frac{\pi \cdot R^4 \cdot \Delta P}{8 \cdot l \cdot \mu} \cdot A ; \quad (1.6)$$

donde:

$$A = \left[ 1 - \frac{4}{3} \left( \frac{r_0}{R} \right) + \frac{1}{3} \left( \frac{r_0}{R} \right)^4 \right]$$

La ecuación (1.6) puede ser expresada a través de la presión y resuelta con relación a la magnitud  $\Delta P$  deseada, como una ecuación de grado superior. Para evitar los cálculos sumamente difíciles, se hacen diferentes simplificaciones. Para pequeñas  $r_0 / R$  en la ecuación (1.6) es posible despreciar el último miembro. Suponiendo  $r_0 = 0$  se obtiene

$$U = \frac{\Delta P \cdot R^2}{4 \cdot l \cdot \mu} - \frac{\tau_0}{\mu} R \quad (1.7)$$

de donde para  $\Delta P \leq 4 \cdot l \cdot \frac{\tau_0}{R}$  se obtiene  $U \leq 0$ .

Esto significa que para la distribución de velocidad dada, la magnitud  $r$  puede proponerse solo desde  $R$  hasta  $r_0$ . Con el incremento de la presión en el núcleo ocurre la multiplicación de las capas y disminuye su dimensión.

Para líquidos puros cuando  $r_0 = 0$  (es decir sin núcleo del flujo) la ecuación (1.6) se transforma en la Ecuación de Hagen - Poiseuille

$$Q = \frac{\pi \cdot R^4 \cdot \Delta P}{8 \cdot l \cdot \mu} ; \quad (1.8)$$

donde:  $\mu$ - coeficiente de viscosidad dinámica del líquido.



En la fórmula (1.6) la magnitud de la viscosidad estructural se determina por vía experimental.

Para la determinación de las resistencias hidráulicas para valores establecidos de  $R = \frac{D}{2}$  y  $U_m$  en lugar de  $Q$ , la fórmula (1.6) se transforma en

$$\Delta P = \frac{32 \cdot \mu \cdot U_m}{D^2} \cdot \frac{1 + \frac{1}{6} \cdot \tau_0 \cdot D}{\mu \cdot U_m}, \quad (1.9)$$

es decir las resistencias hidráulicas pueden ser determinadas por la ecuación de Poiseuille, con la consideración de algún coeficiente en dependencia de las propiedades viscoso - plásticas de la hidromezcla, o sea

$$\Delta P = \frac{32 \cdot \mu \cdot U_m}{D^2} \cdot \varepsilon, \quad (1.10)$$

donde el primer miembro (1.10) representa en sí la fórmula de Poiseuille para las resistencias hidráulicas de líquidos newtonianos en régimen de corriente laminar. El segundo miembro considera el incremento de las resistencias a cuenta de las propiedades viscoso - plásticas de la hidromezcla.

La ecuación (1.6) y sus simplificaciones son utilizadas ampliamente en los cálculos hidráulicos y para la determinación de parámetros reológicos [16, 45] lo que evidencia una correcta concordancia de la teoría con la práctica en el estudio de medios homogéneos y tuberías de pequeño diámetro. El régimen turbulento surge cuando se cumple la relación  $r_0 / R = 0,5 - 0,8$ . Para la corriente turbulenta el núcleo se destruye completamente.

Los ensayos de los autores del trabajo [3] con mezclas de carbón, y suspensiones caolínicas y los análisis de diferentes datos de mediciones (A.D. Gusarov; V.V. Trainis y otros) [15] demostraron, que como resultado de la heterogeneidad de las propiedades físico - mecánicas de los componentes de la mezcla y diferentes condiciones de formación de los flujos, la corriente de flujo solo en una primera aproximación, puede ser valorada por la ecuación (1.2). En la actualidad no es conocido el mecanismo de deformación del núcleo del flujo y el grado de aproximación de su campo de velocidad al perfil laminar. Mediciones realizadas para hidromezclas de arcilla [47] en los límites del régimen estructural, para diferentes velocidades  $\tau = \mu \cdot \dot{\gamma}^n$  (donde  $n = 0,1 - 1,0$  correspondientes al inicio y régimen completamente

desarrollado;  $\dot{\gamma}$  - gradiente de velocidad).

La utilización de la ecuación (1.6) es admitida solo en el caso de tuberías de diámetros pequeños, es decir cuando

$$\frac{i_0}{i}, \frac{D_0}{D} \leq 0,5$$

Por eso, en cada caso concreto de movimiento de flujo estructural es necesario seleccionar una aproximación lineal de la ecuación de Buckingham, que corresponda a los resultados experimentales [47]. En algunos casos el segundo miembro (1.6) se aproxima en forma de

$$A = a - b \frac{i_0}{i}, \quad (1.11)$$

donde: a y b - coeficientes experimentales.

En este caso la ecuación (1.6) tendrá la forma

$$Q = \left( \pi \cdot R^4 \cdot \Delta P \cdot \frac{1}{8 \cdot l \cdot \mu} \right) \left( a - b \frac{i_0}{i} \right), \quad (1.12)$$

de la cual se determina la magnitud  $\Delta P$ .

Las resistencias hidráulicas para la corriente en régimen estructural de hidromezclas concentradas están determinadas por la viscosidad estructural  $\mu$  y la tensión cortante inicial  $\tau_0$ , es decir

$$i = i_\mu + i_g = 4 \frac{\tau_0}{D \cdot \rho_o \cdot g} + 32 \frac{U \cdot \mu}{D^2 \cdot \rho_o \cdot g} \quad (1.13)$$

En la fórmula (1.13), el primer miembro caracteriza la influencia de las propiedades viscoso plásticas, dependientes de la concentración de la hidromezcla y la composición granulométrica de la fase sólida; el segundo esta determinado por las propiedades viscosas de la hidromezcla.

Los parámetros reológicos de las hidromezclas de diferentes partículas y materiales minerales se determinan experimentalmente. En los últimos tiempos se han realizado grandes cantidades de mediciones en diferentes condiciones y en primeras aproximaciones se ha establecido el mecanismo de las propiedades anómalas en los diferentes tipos de mezclas analizadas [3, 10, 48, 49, 50, 51, 52].

De forma general la magnitud de las resistencias hidráulicas depende de los parámetros

reológicos.

En la Figura 1.7 a y b [3], se exponen los datos de las mediciones en forma de gráficos  $i(U)$ . En los mismos se observa, que para pequeñas velocidades de movimiento y concentraciones mayores de 20 %, no existen capas de flujo. Es característico que para diferentes valores de concentraciones, los segmentos rectos de  $i(U)$ , que determinan este régimen, tienen diferentes ángulos de inclinación; los valores límites de velocidad  $U_2$ , para los cuales el régimen estructural pasa a otro régimen de corriente depende de la magnitud de la concentración y también del diámetro del tubo. Las curvas, mostradas en la Figura 1.7b, se construyeron para mezclas con contenido de partículas de dimensiones mayores de 0,25 mm, 2,1 %; 0,071 - 0,25 mm, 22,51 %; 0,04 - 0,071 mm, 18,69 %; menores de 0,044 mm, 56,7 %.

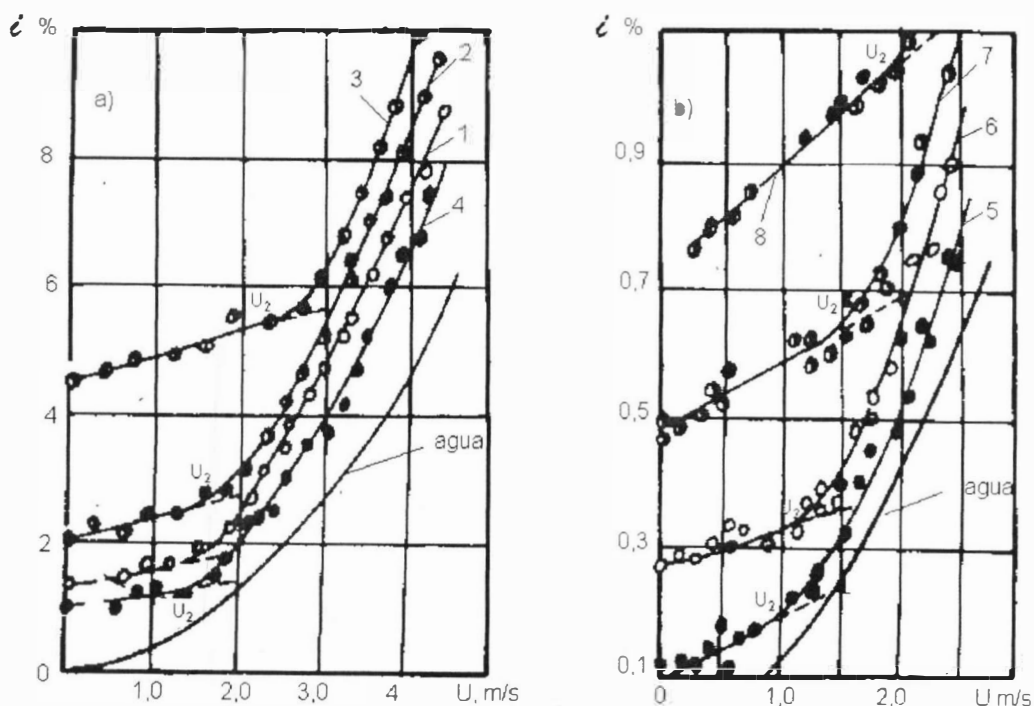


Figura 1.7: Dependencia de  $i(U)$  para el movimiento de las hidromezclas de carbón: a) para la tubería con  $D = 200$  mm (carbón, tipo AA - 18,25 %; con grosor de tamiz 0,074 mm, cerca de 20 - 24 %); b) para la tubería con  $D = 610$  mm (carbón, tipo G,  $\rho = 15$  kg/m<sup>3</sup>; A - 18,7 %; con grosor de tamiz 0,074 mm - 24 %); 1 -  $\rho = 1162$  kg/m<sup>3</sup>; 2 -  $\rho = 1170$  kg/m<sup>3</sup>; 3 -  $\rho = 1195$  kg/m<sup>3</sup>; 4 -  $\rho = 1112$  kg/m<sup>3</sup>; 5 -  $\rho = 1126$  kg/m<sup>3</sup>; 6 -  $\rho = 1154$  kg/m<sup>3</sup>; 7 -  $\rho = 1174$  kg/m<sup>3</sup>; 8 -  $\rho = 1198$  kg/m<sup>3</sup>.

Para  $U > U_2$  comienza la zona transitoria de movimiento hacia el régimen principal de corriente

turbulenta (fundamental). El límite de la zona transitoria, no es completamente definida en la línea de separación de las corrientes con régimen de movimiento turbulento, como resultado de la influencia de muchos factores. El cambio del régimen estructural al transitorio comienza para:

$$Re^* = \frac{U \cdot D \cdot \rho}{\mu_{\min}} = (1500 - 3000), \quad (1.14)$$

donde:  $Re^*$  - criterio generalizado de Reynolds.

El régimen turbulento comienza para  $Re = (3000 - 5000)$

A.E. Smoldirev en los trabajos [13, 15, 16] para la construcción de las dependencias  $\lambda - Re^*$ , utilizó datos prácticos de diferentes autores, que caracterizan el movimiento de suspensiones de carbón, arcilla, y otros materiales. Los puntos obtenidos de las pruebas experimentales para el régimen de movimiento transitorio y estructural se localizan sobre la recta correspondiente a  $64/Re^*$ .

En la Figural .8 [16] se exponen los resultados de las mediciones en tubos de diámetros entre 25 - 200 mm, relacionados en lo fundamental con el régimen transitorio y turbulento.

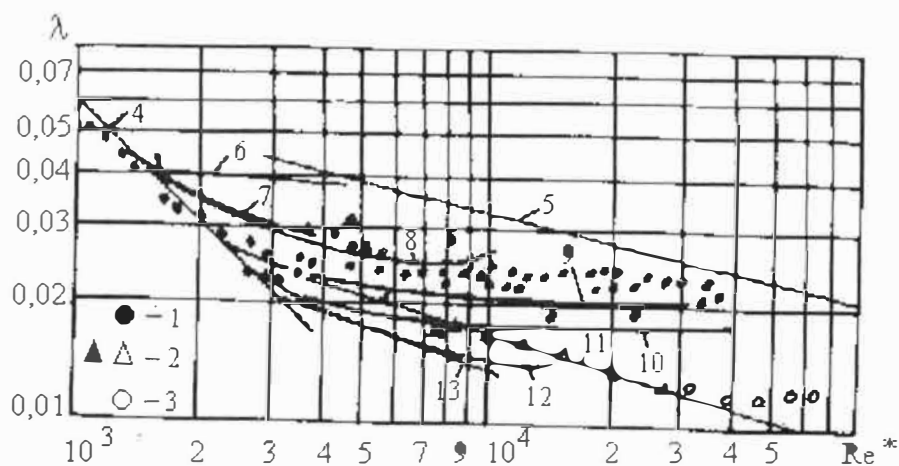


Figura 1.8: Dependencia de  $\lambda (Re^*)$ , construidas según los datos experimentales: 1 - suspensión de carbón con concentración  $S = 35 - 38 \%$  (según datos de Kembloski); 2, 3 - hidromezcla de carbonato de calcio con concentración  $S = 35 - 38$  (según datos de Fukuda); 4 - recta con  $\lambda = 64 / Re^*$ ; 5 - recta con  $\lambda = 0,32 / Re^{0,25}$ ; 6, 7 - según datos de Parsonka; 8, 12, 13 - según datos de Yufin; 9 - según datos Thomas; 10 - recta sobre los resultados de Dodsha - Metzpera; 11 - hidromezclas de menas.

En la figura se observa que los regímenes de corriente transitorio y turbulento de las hidromezclas ocupan justamente determinado campo de la gráfica, situada entre la recta 4, que refleja la dependencia del coeficiente de resistencia con criterio modificado de  $Re^*$ , para régimen estructural con paso al régimen de corriente turbulento en tubos lisos y la curva 11 de Dodsha-Metzpera, diferenciándose de la fórmula de Blasius a través del exponente,  $n = 0,39$ .

El trabajo [22], está dedicado al estudio del criterio generalizado de Reynolds, para grandes valores de  $D_0/D$ , cercanos a la unidad

$$Re^* = \frac{2 \cdot U \cdot D \cdot \rho}{\eta_a} \cdot \left(1 - \frac{D_0}{D}\right)^2; \quad (1.15)$$

$$Re^* = 2 \cdot Re \cdot \left(1 - \frac{\tau_0}{\tau}\right)^2$$

V.V. Trainis y I.D. Pshenichnii obtuvieron el criterio generalizado en la forma

$$Re^* = \frac{Re'}{1 + \frac{\tau_0 \cdot D}{8 \cdot \eta_a \cdot U}} = \frac{U \cdot D \cdot \rho}{\eta_a \cdot \left(1 + \frac{\tau_0 \cdot D}{8 \cdot \eta_a \cdot U}\right)} \quad (1.16)$$

En los trabajos de R.I. Tischenco, B.I. Esmán, V.V. Trainis, B.S. Filatov y otros investigadores [7, 9, 10], se expresan los resultados de la elaboración de la teoría de semejanza y modelación de corrientes de sistemas dispersos por tuberías.

Muchos autores señalan las contradicciones, que surgen durante el uso de la metodología señalada. Así por ejemplo los valores  $\eta_a$  y  $\tau_0$ , calculados por los datos de pérdidas de presión en tuberías de diferentes diámetros no se corresponden, y con la disminución del diámetro los valores de  $\eta_a$  disminuyen y los valores de  $\tau_0$  se incrementan. Los valores de  $\eta_a$ , calculados por los datos de mediciones en viscosímetros capilares son un poco mayores que los valores de  $\eta_a$  obtenidos en viscosímetros rotatorios, y los valores de  $\tau_0$  menores en viscosímetros capilares.

En el trabajo [41] se señala, que la causa de estas divergencias están dadas por que el coeficiente de resistencia hidráulica  $\lambda$  representa una función compleja de los criterios de semejanzas independientes de Reynolds ( $Re$ ) y del criterio

$$I = \frac{\tau_0 \cdot D}{\eta_a \cdot U} \quad (\text{Criterio de Iliushin})$$

En el trabajo [53] se señala, que para  $Re > 4 \cdot 10^3$  los valores del coeficiente de resistencia hidráulica pueden ser constante para tubos de diámetros industriales ( $D > 0,15 - 0,25$  m),  $\lambda = 0,02 - 0,025$ .

Durante el movimiento de líquidos no newtonianos por tuberías se observa [3, 54, 55, 56, 57, 58], que la fase dispersa se separa de la pared, dejando en contacto con ella una capa de líquido. Este fenómeno se denomina efecto de deslizamiento en la pared. En este caso el valor de la viscosidad estructural y la tensión de rozamiento límite determinados por los datos de pérdida de presión en tuberías de determinado diámetro no se corresponden con los valores medidos para tuberías de otros diámetros y con el incremento del diámetro del tubo los valores de la viscosidad estructural crecen y los valores de la tensión cortante inicial, en unos casos se incrementa y en otros disminuye.

El efecto de deslizamiento en la pared puede valorarse cuantitativamente solo para regímenes de corriente estable de sistemas estructurales, aunque hasta el momento este fenómeno no se ha estudiado completamente.

En el trabajo [59] se estudió el proceso de hidrotransporte de las colas del enriquecimiento de minerales no ferrosos con altos contenidos de clases pequeñas y fueron obtenidas las curvas reológicas según las dependencias de la viscosidad con la concentración para las colas del enriquecimiento de minerales de cobre y cobre - plomo. Se estableció que en las hidromezclas surgen propiedades reológicas comenzando por concentraciones de 59 % en masa para las colas de minerales cobre - plomo y de 62 % para las de cobre. Se estableció experimentalmente la relación del inicio de la pendiente hidráulica, concentración, densidad y diámetro del tubo

$$i_0 = 0,384 \cdot \rho \cdot g \cdot e^{-4,335 \cdot D - 0,0608 \cdot S} \quad (1.16)$$

Para minerales serpentínicos no se han realizados investigaciones similares.

Del análisis de las investigaciones teóricas realizadas se observa, que las dificultades del estudio del movimiento de las hidromezclas se concretan en el complejo mecanismo del proceso turbulento de suspensión y elevación de las partículas sólidas; las ecuaciones diferenciales generales de movimiento de partículas sólidas suspendidas en el flujo de líquido no están completas y resueltas completamente, pero ellas representan el punto de partida para diferentes métodos de generalización de datos experimentales.

El análisis de los trabajos experimentales mostró, que las dependencias obtenidas en

instalaciones hidráulicas de un tamaño determinado, no son representativas para otros diámetros del mismo sistema,. El uso de la semejanza hidráulica es problemático, hasta el momento no existe un criterio seguro de conversión de los modelos de laboratorio de hidrotransporte a las instalaciones industriales.

Las fórmulas de cálculos existentes en el campo del hidrotransporte tienen un carácter empírico y por eso satisfacen solo aquellas condiciones para las cuales fueron obtenidas

### **1.3. Objetivo y tareas de investigación**

El transporte de materiales sólidos en un flujo de líquido a cuenta de la presión creada por la diferencia entre alturas geodésicas, representa uno de los métodos de transportación más eficientes en condiciones deficitarias de recursos energéticos.

La utilización del transporte hidráulico de minerales limoníticos desde el yacimiento Moa-oeste hasta la fábrica Pedro Soto Alba, ha permitido obtener datos experimentales que fueron utilizados durante la elaboración de la metodología ingenieril de cálculo de los principales parámetros del hidrotransporte de minerales limoníticos para la proyección de la nueva línea desde los yacimientos Moa-Oriental [26]. Además, la explotación del sistema de hidrotransporte existente ha permitido acumular datos sobre la efectividad de este tipo de hidrotransporte para las condiciones de Cuba. El sistema de hidrotransporte de minerales limonítico con concentraciones medias de 25 % de sólido en masa existente, hace evidente la tendencia hacia el incremento de las concentraciones hasta 45 - 46 % de sólidos.

La necesidad del transporte de minerales serpentiniticos y las diferencias de cotas entre la fábrica y los yacimientos hacen más ventajoso el uso del transporte hidráulico.

Experimentos preliminares realizados (Capítulo 2) demostraron, que la hidromezcla de mineral serpentinitico blando, contiene cantidades significativas de fracciones pequeñas y que con el incremento de la concentración hasta el grado crítico, adquiere propiedades viscoso - plásticas, formándose el sistema estructural. Los métodos de cálculos propuestos sobre la base de las leyes de la corriente viscoso - plástica por Shvedov – Bingham y de las ecuaciones de Buckingham, necesitan la introducción de las correspondientes correcciones, basadas en las investigaciones experimentales, tanto más porque el uso de las fórmulas de Buckingham están fundamentadas solo para tuberías de pequeños diámetros (hasta 50 mm). Para conductoras tubulares industriales con diámetros 150 - 300 mm estas ecuaciones pueden ser utilizadas solo como un modelo aproximado, cuya adecuación debe ser reforzada experimentalmente.

Lo anteriormente expuesto confirma la necesidad de realizar investigaciones sobre el transporte hidráulico de minerales serpentínicos.

El objetivo del presente trabajo es el estudio y fundamentación científica de las regularidades del movimiento de hidromezclas de alta concentración de minerales serpentínicos blandos, para contenidos significativos de fracciones pequeñas y la elaboración del método ingenieril de cálculo de los parámetros de transporte hidráulico de las mismas.

Para lograr el objetivo propuesto se deben resolver las siguientes tareas:

1. Estudiar las propiedades físico-mecánicas del mineral serpentínico duro y blando.
2. Estudiar las propiedades reológicas de las hidromezclas de mineral serpentínico blando.
3. Elaborar y argumentar el modelo físico-matemático de la corriente de las hidromezclas de altas concentraciones de mineral serpentínico blando.
4. Realizar investigaciones teóricas y experimentales de los principales parámetros del hidrotransporte de mineral serpentínico.
5. Elaborar la metodología ingenieril para el cálculo de los parámetros de la instalación de hidrotransporte.

Se mantiene la hipótesis siguiente:

- a) Las hidromezclas de serpentinita blanda a altas concentraciones adquiere propiedades viscoso-plásticas características de los líquidos no newtonianos
- b) En dependencia de la concentración y velocidad del flujo de las hidromezclas de serpentinitas blandas a altas concentraciones se definen 3 regímenes de movimiento: estructural, transitorio y turbulento.



## CAPITULO 2. INVESTIGACIONES TEÓRICAS DEL PROCESO DE TRANSPORTE DE LAS SERPENTINITAS

### 2.1 Propiedades de la hidromezcla de las serpentinas

El desplazamiento de los flujos de hidromezclas por los tubos conductores produce un cambio en la estructura de la fase líquida tan fuerte cuanto más alta sea la concentración de las partículas y su tamaño. Con la disminución del tamaño de las partículas de los materiales sólidos aproximadamente de 100 a 75  $\mu\text{m}$  [3] y menores en la hidromezcla pueden revelarse nuevas propiedades en dependencia de la constitución de las sustancias.

Para la definición de la densidad del mineral sólido de serpentinita fue utilizado el método de pesaje [60]. Se tomó un recipiente con capacidad de 500  $\text{cm}^3$  y se definió su masa, posteriormente se llenó de agua con  $t = 24^\circ \text{C}$  y se pesó en pesas analíticas. Posteriormente se tomó una muestra previamente secada, se situó en el recipiente con la consideración que el mineral ocupará 1/3 del volumen del recipiente, pesándose después de esta operación, se calentó el recipiente con el mineral hasta su ebullición, más tarde fue enfriado hasta la temperatura de  $24^\circ \text{C}$  y se le añadió agua hasta la marca establecida y luego volvió a realizarse el pesado. De esta forma se llevaron a cabo 5 mediciones. La densidad del mineral duro de serpentinita se determinó sobre la base de los datos obtenidos por la fórmula

$$\rho = \frac{P_2 - P_K}{P_1 + P_2 - (P_3 + P_K)},$$

donde:  $P_1$  - masa del tubo de ensayo con el agua;

$P_2$  - masa del tubo de ensayo con mineral;

$P_3$  - masa del tubo de ensayo con agua y mineral;

$P_k$  - masa del tubo de ensayo.

Sobre la base de estos experimentos se estableció que la densidad del mineral de serpentinita dura varía entre los límites 1823 - 2400  $\text{kg./m}^3$ .

La densidad del mineral blando se determinó con la ayuda del pignómetro y se calculó por la siguiente expresión:

$$\rho = \frac{P_3 - P_1}{P_2 - [P_4 - (P_3 - P_1)]}$$

donde:  $P_1$  - masa del pignómetro;

$P_2$  - masa del pignómetro con agua destilada;

$P_3$  - masa del pignómetro con mineral;

$P_4$  - masa del pignómetro con mineral y agua.

Para los cálculos fue tomada la densidad media del mineral blando de serpentinita igual a  $2050 \text{ kg/m}^3$ , al mismo tiempo se estudió su composición química, la cual se muestra en la Tabla 2.1. Las investigaciones se llevaron a cabo en el departamento de metalurgia del ISMM y en el laboratorio central de la Empresa Cdte. Ernesto Che Guevara.

En la Figura 2.1 está representada la composición granulométrica del mineral blando de serpentinita. Por su composición granulométrica este mineral es similar al mineral de limonita, aunque las posiciones en el gráfico alrededor del 83 % del mineral tiene un tamaño de  $0,044 \text{ mm}$ .

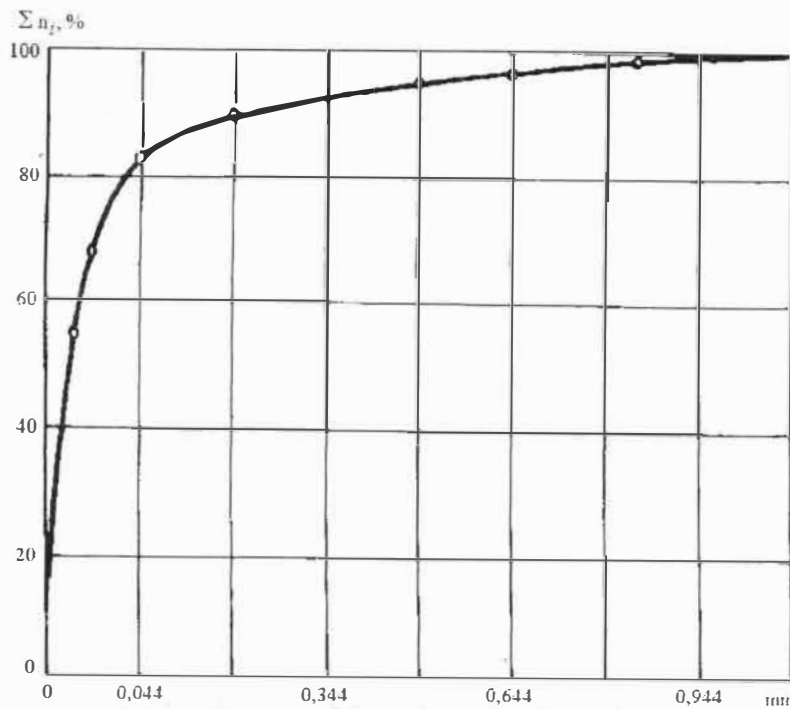


Figura 2.1: Composición granulométrica del mineral de serpentinita blanda

Tabla 2.1: Composición química del mineral serpentinitico

| Mineral                          | Contenido de los elementos, % |                                |                                |      |       |      |      |      |                                |
|----------------------------------|-------------------------------|--------------------------------|--------------------------------|------|-------|------|------|------|--------------------------------|
|                                  | SiO <sub>2</sub>              | Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> | Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub> | MnO  | MgO   | CaO  | NiO  | CoO  | Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub> |
| El mineral serpentinitico blando | 28,46                         | 6,1                            | 28,9                           | 0,48 | 16,09 | 0,25 | 1,94 | 0,06 | 2,31                           |
| El mineral serpentinitico duro   | 31,24                         | 2,73                           | 15,37                          | 0,29 | 30,1  | 0,96 | 1,17 | 0,02 | 0,73                           |

La fortaleza de este mineral se obtuvo experimentalmente según la escala del profesor Protodiaconov [89] oscila entre 1 y 2. El mineral de serpentinita dura representa una roca con una fortaleza según la escala del profesor Protodiaconov que oscila entre 3 y 4,5. Este mineral obtenido en la mina se debe triturar hasta un tamaño de partículas necesario para el proceso de obtención del níquel. Por eso la composición granulométrica de esta depende de la tecnología de procesamiento.

La hidromezcla del mineral de serpentinita blanda, partiendo de la composición granulométrica, se considera como un sistema fino - disperso [11], aunque la presencia de pequeñísimas clases en el volumen de la hidromezcla en mucho define sus características cuantitativas y cualitativas. Esto se pone de manifiesto en que la hidromezcla con una determinada concentración de la fase sólida debe de considerarse como un líquido no newtoniano, en el cual la viscosidad juega un rol mayor en la determinación de los parámetros del hidrot transporte.

La investigación previa de las propiedades reológicas de la hidromezcla del mineral de serpentinita blanda fueron llevadas a cabo en el viscosímetro rotatorio RHEOTEST-2.1 de la Facultad de Química de la Universidad de Oriente.

Las curvas reológicas de la hidromezcla con concentraciones máxicas de 35 - 48 % determinada en el transcurso de estas investigaciones se muestran en las Figura 2,2. y 2.3.

El procesamiento de los datos experimentales se realizaron mediante el método de los mínimos cuadrados.

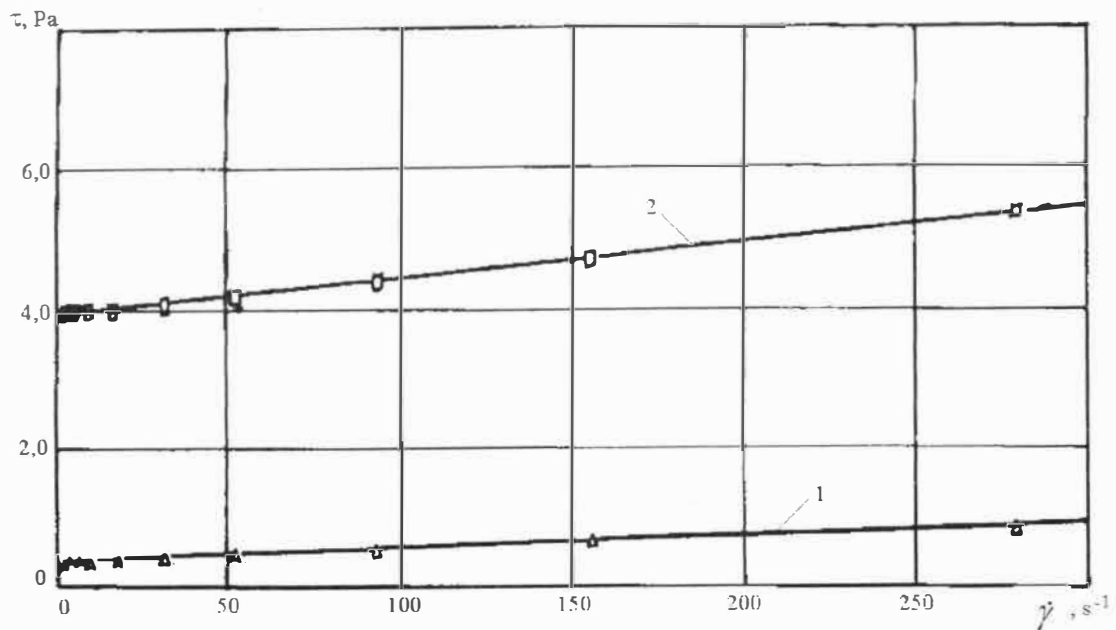


Figura 2.2. Curvas reológicas de las hidromezclas de mineral serpentinitico blando en dependencia de la concentración: 1 - S = 45 %; 2 - S = 48 %.

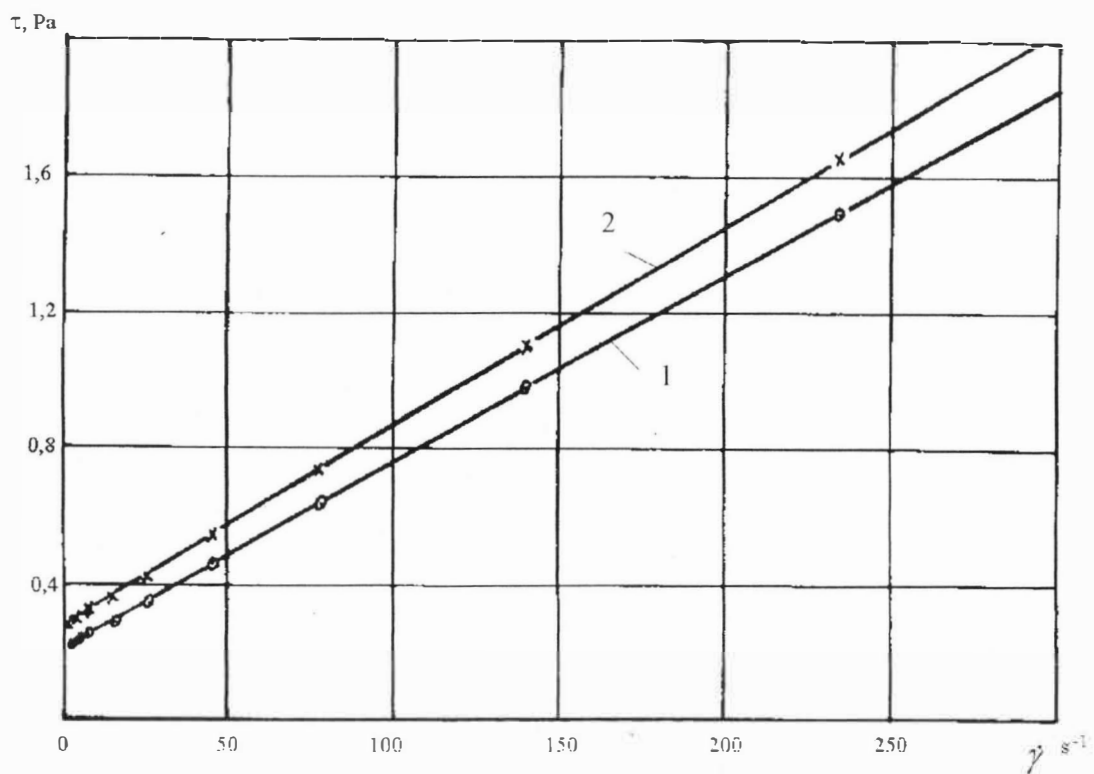


Figura 2.3. Curvas reológicas de las hidromezclas de mineral serpentinitico blando en dependencia de la concentración: 1 - S = 35 %; 2 - S = 40 %.

## 2.2. Particularidades del hidrot transporte de las hidromezclas de alta concentración

Desde el punto de vista hidromecánico, la particularidad esencial de los sistemas dispersos de alta concentración reside en que, como consecuencia de una gran cantidad de partículas en el flujo el rol activo en el movimiento pertenece a la fase sólida.

En este caso las partículas sólidas que entran en colisión transmiten presión una a las otras, y el líquido que se encuentra atrapado en la estructura espacial de la fase sólida se transmite conjuntamente con la partícula sólida, incluso las presiones interiores quedan determinadas por los desplazamientos análogos a las deformaciones plásticas de un cuerpo sólido. El movimiento de estos medios no cumple la ley viscosidad de Newton

$$\tau = \eta \cdot \dot{\gamma} \quad (2.1)$$

Estos medios se llaman no newtonianos. Los líquidos no newtonianos se clasifican a su vez en: seudo - plástico, plásticos ideales, plásticos reales, dilatantes y visco - elásticos [5, 6, 8, 10, 61].

De todos los modelos, el de Shvedov - Bingham es el más difundido y aplicado en la literatura para describir el flujo de hidromezclas concentradas

$$\tau = \tau_0 + \eta \cdot \dot{\gamma} \quad (2.2)$$

Las curvas de flujo de los líquidos seudo - plásticos y dilatantes se describen por la ley exponencial de Ostwald de Waele

$$\tau = K \cdot \dot{\gamma}^n \quad (2.3)$$

donde n - índice de flujo;

K - índice de consistencia.

Al bombear productos altamente viscosos a través de los tubos conductores, en los tramos iniciales de los mismos con altas temperaturas, se observa un régimen turbulento del líquido newtoniano y posteriormente el movimiento de las mezclas adquiere propiedades seudo - plásticas.

Para la descripción del comportamiento de tales líquidos el modelo más admisible es el de Bulkley - Herschel [16]

$$\tau = \tau_0 + K \cdot \dot{\gamma}^n \quad (2.4)$$

Este modelo contiene a los modelos anteriores. Para  $n = 1$  se convierte en el modelo de Shvedov - Bingham y para tensiones cortantes iniciales ( $\tau_0 = 0$ ) se convierte en el modelo de Ostwald de Waele.

Para  $n = 1$  y  $\tau_0 = 0$  el modelo Bulkley - Herschel se convierte en el modelo de Newton [62 y 63].

Existen otros modelos tales como:

Sisco.

$$\tau = [A + B \cdot \dot{\gamma}^{n-1}], \quad (2.5)$$

De Xaven:

$$\tau = \frac{\mu_0}{1 + C \cdot \tau^n \cdot \dot{\gamma}}, \quad (2.6)$$

Prandtl - Eiring:

$$\tau = \text{arsh} \left( \frac{\dot{\gamma}}{B} \right), \quad (2.7)$$

donde:  $n$ ,  $k$ ,  $A$ ,  $B$  y  $\mu_0$  - son los parámetros reológicos definidos para el líquido investigado.

Además de los modelos descritos de flujo de líquidos existen las ecuaciones de A. D. Waele y Louis, Porter, Farran, B Filipov, Eizenehtein y otros [64].

Aunque estas ecuaciones no son admisibles para la descripción de las curvas reológicas completas, M. Reiner [65] propuso una serie exponencial que describía una clase suficientemente amplia de curvas reológicas cuyas constantes son constantes reológicas, (la tensión límite de desplazamiento, viscosidad newtoniana y otras). El número de miembros de esta serie queda definida por la complejidad reológica del sistema.

La ecuación de Shvedov - Bingham no abarca toda la variedad de los flujos plásticos y aproximadamente caracteriza sólo una parte de ellos, sin embargo esta ecuación se usa con gran éxito para la descripción de los flujos de turba y de las soluciones arcillosas etc. [65, 67]

Esta utilización tan amplia de dicha ecuación permite explicar su simplicidad y la posibilidad de aproximar las curvas experimentales.

De esta manera por ejemplo Vanchkov [66] estudiando las propiedades reológicas de las suspensiones caoliniticas en un viscosímetro rotatorio, propuso el siguiente modelo de flujo

$$\begin{aligned} \tau &= \tau_0 + \eta_1 \dot{\gamma} ; & \tau &\leq [\tau_0 + \tau_1] \\ \tau &= \tau_1 + \eta_2 \dot{\gamma} ; & \tau &\leq [\tau_1 + \tau_{R1}] \end{aligned} \quad (2.8)$$

donde:  $\tau_0$  – tensión cortante inicial;  $\tau_1$  - tensión cortante al comienzo de la destrucción de la estructura;  $\tau_k$  – tensión cortante final de la destrucción de la estructura.

Según opinión del autor, para tensiones mayores que  $\tau_0$  se observa un flujo sin la destrucción de la estructura con viscosidad  $\eta_1$ .

Para tensiones mayores que  $\tau_1$ , tenemos un flujo con una continua destrucción de la estructura  $\eta_2$ .

B.R. Volokitin [67] Figura 2.4 estableció el mecanismo de flujo de suspensiones que contienen sales de fósforo y para su modelación matemática propuso el siguiente sistema de ecuaciones:

$$\begin{aligned} \tau &= \eta_0 \dot{\gamma} & \text{para} & \quad 0 \leq \tau \leq \tau'_0 \\ \tau &= \eta_a \frac{1}{K_1} \left( \frac{\tau_m}{\tau} \right)^{n_1} \dot{\gamma} & \text{para} & \quad \tau'_0 \leq \tau \leq \tau_1 \quad 0 \leq n_1 \leq 1 ; \\ \tau &= \eta_a \frac{1}{K_2} \left( \frac{\tau_m}{\tau} \right)^{n_2} \dot{\gamma} & \text{para} & \quad \tau_1 \leq \tau \leq \tau_R \quad 0 \leq n_2 \leq 1 ; \\ \tau &= \eta_a \left( \frac{\tau_m}{\tau} \right)^{n_3} & \text{para} & \quad \tau_R \leq \tau \leq \tau_m \quad n_3 > 1 \\ \tau &= \eta_a \dot{\gamma} & \text{para} & \quad \tau_m \leq \tau \leq \tau_T \end{aligned} \quad (2.9)$$

donde:  $n_1, n_2, n_3$  - son los exponentes de no linealidad del flujo;

$K_1$  y  $K_2$  - son las constantes de velocidad de destrucción de la estructura;

$\tau$  - tensión cortante correspondiente al movimiento inicial del régimen turbulento;

$\tau_R$  - tensión cortante que corresponde al punto de inflexión.

El autor estableció que las suspensiones con concentración  $S < 57\%$  en el flujo entre los cilindros del viscosímetro rotatorio revelan propiedades de líquidos newtonianos. A partir de concentraciones de  $59,7\%$  se produce un cambio en el carácter del flujo: los gráficos de  $(\tau)$  se convierten en no lineales, y para determinados valores de  $\tau$  y  $\dot{\gamma}$  de nuevo pasan a los sectores lineales, cuyas prolongaciones coinciden con el origen de coordenadas, es decir, las curvas reológicas (Figura 2.4) adquieren una forma de S, con concentración de  $59\%$  ésta presenta aún el régimen newtoniano de estructura límite completamente destruida. La concentración másica crítica bajo la cual se revelan propiedades de líquidos no newtonianos es igual al  $59\%$ , después adquieren propiedades de sistemas tixotrópicos.

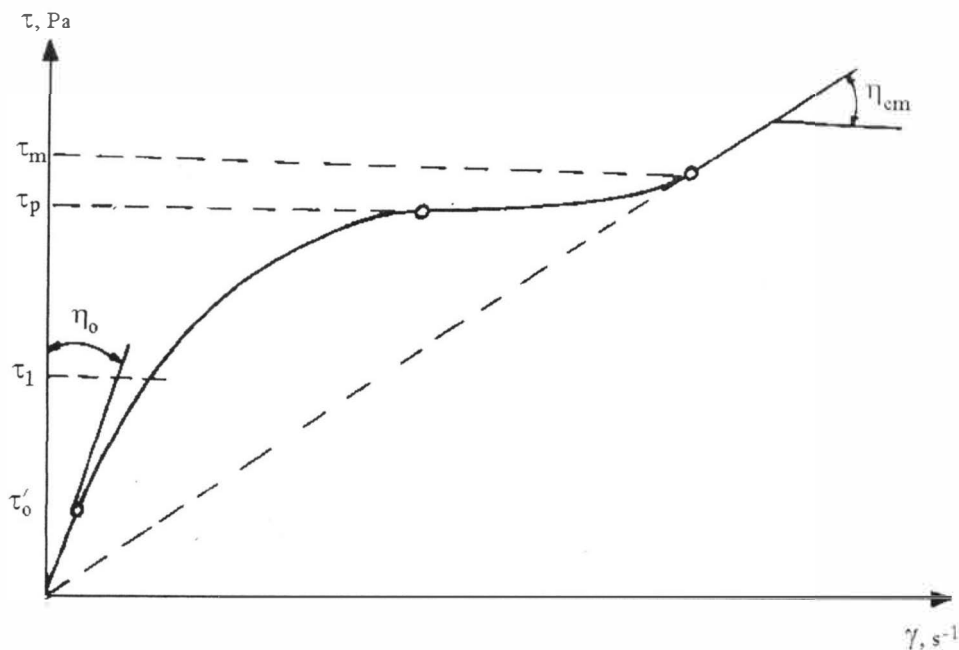


Figura 2.4. Curva reológica de las suspensiones concentradas de las sales fosforecentes.

Las investigaciones llevadas a cabo en viscosímetros capilares y rotatorios [26] mostraron que la pulpa limonítica pertenece a los líquidos plásticos - reales y los flujos de las hidromezclas limoníticas pueden ser descrita con una curva reológica que corresponde al modelo de Bulkley - Herschel (Figura 2.5.)



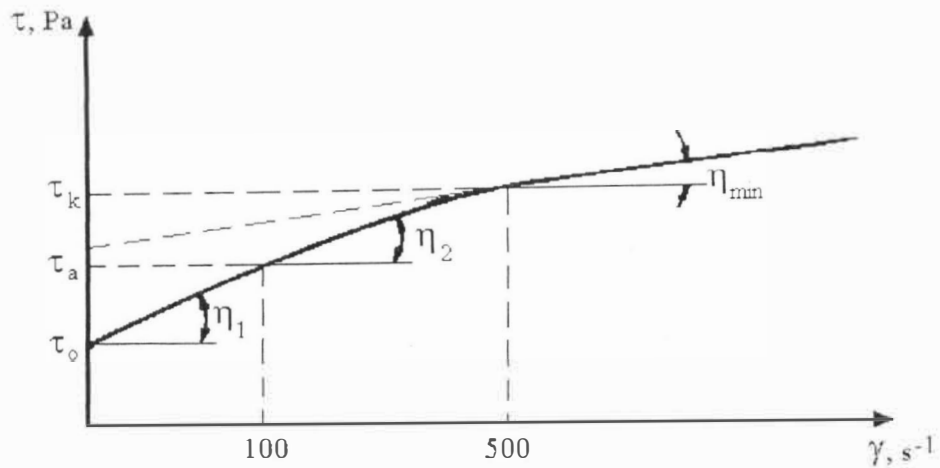


Figura 2.5. Curva reológica general de la pulpa laterítica.

En el trabajo [59] han sido obtenidas las curvas reológicas representadas en la Figura 2.6.

El flujo de estas hidromezclas satisface las ecuaciones de Shvedov - Bingham.

Safonov Y. [67] propuso el siguiente modelo reológico de las suspensiones concentradas

$$\frac{\varphi}{\varphi_m} = K \left( \frac{\tau - \tau_0}{\tau_k - \tau_0} \right)^n \quad (2.10)$$

donde:  $\tau_0$  – tensión cortante inicial;

$\tau_k$  - tensión cortante correspondiente a la destrucción completa de la estructura con viscosidad  $\eta_a$  ;

$n$  - índice de fluidez;

$K$  - coeficiente de consistencia;

$\varphi$  - fluidez.

Transformando (2.10) obtenemos

$$\varphi = \frac{1}{\eta} = \varphi_m K \left( \frac{\tau - \tau_0}{\tau_k - \tau_0} \right)^n \quad (2.11)$$

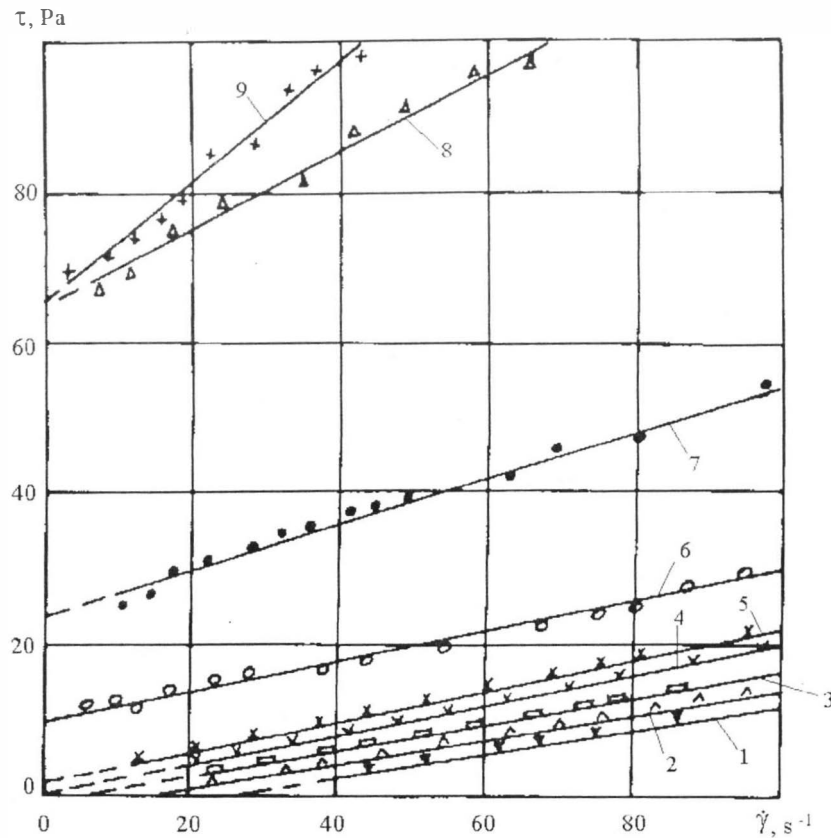


Figura 2.6. Curvas reológicas experimentales para diferentes concentraciones máxicas de las hidromezclas de colas del beneficio de las menas de cobre de la Planta de Beneficio No.3 (Dsheskasgan): 1 - 42,8 %; 2 - 59,8 %; 3 - 62,23 %; 4 - 63,87 %; 5 - 65,7 %; 6 - 71,0 %; 7 - 73,2 %; 8 - 76,0 %; 9 - 77,7 %.

La comparación de los resultados experimentales presentados anteriormente de la investigación de la fluidez de las hidromezclas del mineral de serpentinita blanda con los datos obtenidos en los cálculos por diferentes metodologías ha mostrado que existen desviaciones notables de los valores experimentales.

Como se puede observar del análisis realizado, la variedad de propiedades reológicas de las hidromezclas, condicionadas por la interacción de distintos medios líquidos con las partículas sólidas, requiere en cada caso la realización de investigaciones experimentales incluso en el caso cuando la corriente de una mezclas concreta se describe por un modelo reológico conocido.

### 2.3. Modelo físico - matemático del proceso de movimiento del mineral serpentinitico blando

Las investigaciones realizadas en el viscosímetro rotatorio, (Epigrafe 2.1), mostraron que la hidromezcla del mineral de serpentinita blanda bajo concentraciones determinadas de la fase sólida pertenece a los líquidos con plasticidad. Como modelo de flujo de esta hidromezcla se puede usar la ecuación de Shvedov – Bingham, es decir, que el valor fundamental lo tiene la viscosidad estructural de la hidromezcla.

La viscosidad es una función de la concentración  $\eta = f(S)$ , la cual al mismo tiempo es una función del radio del flujo, pudiéndose representar como

$$\eta = f[S(r)]$$

Actualmente la solución más fundamentada para la determinación de las características integrales y cinemáticas del flujo reológico consiste en la ecuación de Buckingham, pero en el caso de los no newtonianos entre los cuales se encuentran la mayoría de las hidromezclas y suspensiones, la ecuación de Buckingham tampoco es completamente concreta ya que en ésta se supone que la viscosidad es una característica constante de la mezcla, es decir,  $\eta = \text{constante}$ .

Sin embargo, esto contradice nuestro postulado de que

$$\eta = f[S(r)] \tag{2.12}$$

Por lo tanto, el problema se reduce a la definición de la función  $\eta = f[S(r)]$  e integración de la ecuación de Shvedov - Bingham.

Con el flujo de diferentes partículas sólidas en el sistema estas se segregan por diferentes zonas anulares en dependencia del tamaño, incluso la amplitud de las zonas y la concentración de la fase sólida en ellas dependerá de la granulometría inicial. De esto se deduce que la viscosidad de cada zona anular queda completamente definida y en el caso general el gasto de la hidromezcla será igual a

$$Q = Q_0 + \sum_{i=1}^n Q_i \tag{2.13}$$

donde:  $Q_0$  - gasto del núcleo del flujo;

$Q_i$  - gasto de  $i$  - zona anular ;

$n$  - cantidad de zonas anulares;

$i = 1 \dots n$

Considerando cada zona como un flujo independiente, y sabiendo la dependencia de la viscosidad de las concentraciones de las partículas en cada zona anular, determinamos el gasto total de todo el flujo.

Los datos experimentales elaborados en correspondencia con el modelo de Shvedov - Bingham han arrojado resultados aceptables [Figura 2.2 y 2.3]

Como consecuencia, en un flujo viscoso - plástico las hidromezclas del mineral de serpentinita blanda en toda la zona del núcleo (donde  $\tau = \tau_0$ ) ocupa la mayor parte de la sección del tubo, disminuyendo paulatinamente con el aumento de la velocidad. La Figura 2.7 representa un esquema físico del movimiento de la hidromezcla investigada.

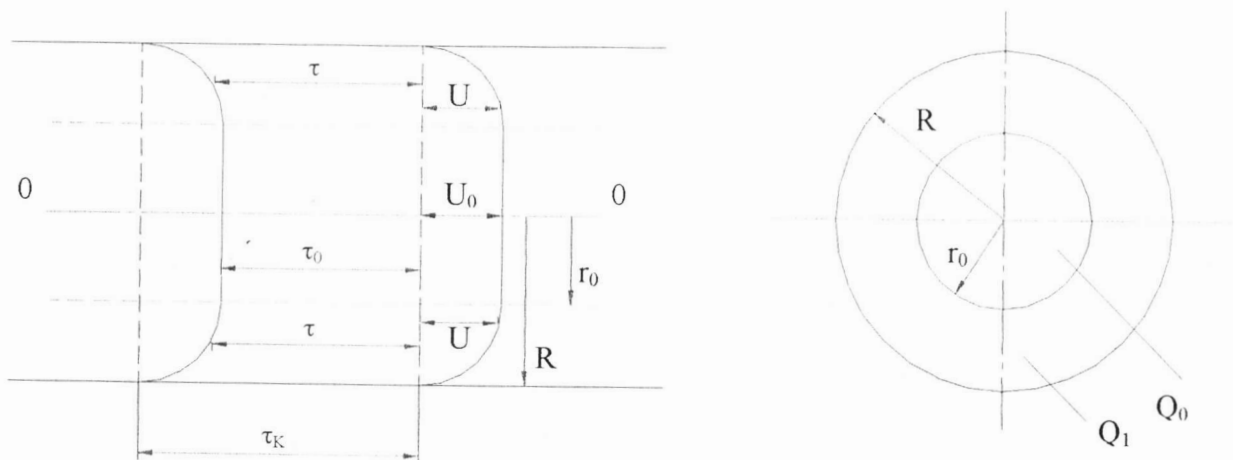


Figura 2.7. Distribución de las velocidades y tensiones en la sección transversal del flujo.

El gasto de la hidromezcla para 2 zonas características de flujo en el tubo conductor se expresa como la suma de los gastos del núcleo del flujo.  $Q_0(U_0)$  más el gasto  $Q_1(U_1)$  en la zona anular

$$Q = Q_0 + Q_1 \quad (2.14)$$

Consideramos el flujo de la hidromezcla investigada en un tubo cilíndrico de radio  $R$ , con longitud  $l$  y una caída de presión  $\Delta P$ .

La ecuación de Shvedov - Bingham

$$\tau = \tau_0 + \eta \frac{du}{dr}$$

de donde:

$$du = \frac{(\tau - \tau_0)}{\eta} dr \quad (2.15)$$

Tomando  $\eta = \eta(r)$  y conociendo que

$$\tau_0 = \frac{\Delta P}{2 \cdot l} \cdot r_0; \quad \tau = \frac{\Delta P}{2 \cdot l} \cdot r$$

Obtenemos

$$du = \frac{\Delta P}{2 \cdot l} \cdot \frac{r - r_0}{\eta} dr \quad (2.16)$$

Cuando  $r = R$ ;  $U = 0$

Integrando la ecuación (2.16) obtenemos:

$$U = \frac{\Delta P}{2 \cdot l} \cdot \int_r^R \frac{r - r_0}{\eta} \cdot dr$$

y asumiendo que  $r = x$ , se obtienen los valores de las velocidades para las zonas anulares:

$$U = \frac{\Delta P}{2 \cdot \ell} \cdot \int_r^R \frac{x - r_0}{\eta(x)} \cdot dx \quad (2.17)$$

y del núcleo del flujo

$$U_0 = \frac{\Delta P}{2 \cdot \ell} \cdot \int_{r_0}^R \frac{x - r_0}{\eta(x)} \cdot dx \quad (2.18)$$

Conociendo los diagramas de distribución de velocidades (Figura 2.7); determinamos el gasto de las hidromezclas según la ecuación (2.14) para el núcleo del flujo y las zonas anulares:

$$Q = Q_0 + Q_1 = \pi \cdot r_0^2 \cdot U_0 + 2\pi \cdot \int_{r_0}^R r \cdot U \cdot dr$$

$$\begin{aligned}
&= \pi \cdot r_0^2 \cdot \frac{\Delta P}{2 \cdot \ell} \int_{r_0}^R \frac{x - r_0}{\eta(x)} dx + \frac{\pi \cdot \Delta P}{\ell} \cdot \int_{r_0}^R r \cdot dr \cdot \int_r^R \frac{x - r_0}{\eta(x)} dx \\
&= \pi \cdot r_0^2 \cdot \frac{\Delta P}{2 \cdot \ell} \int_{r_0}^R \frac{x - r_0}{\eta(x)} dx + \frac{\pi \cdot \Delta P}{\ell} \cdot \int_{r_0}^R dx \cdot \int_{r_0}^x \frac{x - r_0}{\eta(x)} dr = \\
&= \pi \cdot r_0^2 \cdot \frac{\Delta P}{2 \cdot \ell} \int_{r_0}^R \frac{x - r_0}{\eta(x)} dx + \frac{\pi \cdot \Delta P}{\ell} \cdot \int_{r_0}^R \frac{x - r_0}{\eta(x)} dx \cdot \int_{r_0}^x r \cdot dr = \\
&= \pi \cdot r_0^2 \cdot \frac{\Delta P}{2 \cdot \ell} \int_{r_0}^R \frac{x - r_0}{\eta(x)} dx + \frac{\pi \cdot \Delta P}{\ell} \cdot \int_{r_0}^R \frac{x - r_0}{\eta(x)} \cdot \frac{x^2 - r_0^2}{2} \cdot dx = \\
&= \frac{\pi \cdot \Delta P}{2 \cdot \ell} \cdot \int_{r_0}^R \frac{x - r_0}{\eta(x)} dx \cdot \left[ r_0^2 + 2 \frac{x^2 - r_0^2}{2} \right] = \frac{\pi \cdot \Delta P}{2 \cdot \ell} \cdot \int_{r_0}^R x^2 \frac{x - r_0}{\eta(x)} dx ;
\end{aligned}$$

O también

$$Q = \frac{\pi \cdot \Delta P}{2 \cdot \ell} \cdot \int_{r_0}^R r^2 \frac{r - r_0}{\eta[S(r)]} dr \quad (2.19)$$

Para  $\eta = \text{constante}$ , obtenemos

$$\begin{aligned}
Q &= \frac{\pi \cdot \Delta P}{2 \cdot \ell \cdot \eta} \cdot \left[ \int_{r_0}^R r^3 dr - \int_{r_0}^R r_0 r^2 dr \right] = \frac{\pi \cdot \Delta P}{2 \cdot \ell \cdot \eta} \cdot \left[ \frac{R^4 - r_0^4}{4} - r_0 \frac{R^3 - r_0^3}{3} \right] = \\
&= \frac{\pi \cdot R^4 \Delta P}{8 \cdot \ell \cdot \eta(S)} \left[ 1 - \frac{4 r_0}{3 R} + \frac{1}{3} \frac{r_0^4}{R^4} \right], \quad (2.19^*)
\end{aligned}$$

donde:  $\bar{S}$  - concentración media en el núcleo del flujo.

Suponiendo que

$$\frac{r_0}{R} \rightarrow \frac{i_0}{i}, \text{ obtenemos}$$

$$Q = \frac{\pi \cdot R^4 \Delta P}{8 \cdot \ell \cdot \eta} \left[ 1 - \frac{4 i_0}{3 i} + \frac{1}{3} \left( \frac{i_0}{i} \right)^4 \right] \quad (2.20)$$

Si  $\eta \neq \text{constante}$ ,  $\eta = f[S(x)]$

$$\frac{r_0}{R} \rightarrow \frac{i_0}{i}, \quad r = R x; \quad x = \frac{r}{R}; \quad \frac{i_0}{i} \leftarrow \frac{r_0}{r}, \quad x = \frac{1}{R} < 1$$

Cuando:

$$r = R \quad x = 1$$

$$r = r_0 \quad x = \frac{r_0}{R} \rightarrow \frac{i_0}{i}$$

Obtenemos:

$$Q' = \frac{\pi \cdot \Delta P}{2 \cdot \ell} \int_{\frac{i_0}{i}}^1 \frac{R^2 x^2 (R x - r_0)}{\eta[S(x)]} R dx = \frac{\pi \cdot \Delta P}{2 \cdot \ell} \int_{\frac{i_0}{i}}^1 \frac{R^2 x^2 R \left( x - \frac{r_0}{R} \right)}{\eta[S(x)]} R dx =$$

$$= \frac{\pi \cdot R^4 \Delta P}{2 \cdot \ell} \int_{\frac{i_0}{i}}^1 \frac{x^2 \left( x - \frac{i_0}{i} \right)}{\eta[S(x)]} dx \quad (2.21)$$

Designando (2.20) como

$$Q = \frac{\pi \cdot R^4 \Delta P}{8 \cdot \ell \cdot \eta(S)} \cdot A' \quad (2.22)$$

Partiendo de (2.16) y (2.22) obtenemos para  $Q = Q$

$$A' = 4\eta(S) \int_{\frac{i_0}{i}}^1 \frac{x^2 \left( x - \frac{i_0}{i} \right)}{\eta[S(x)]} dx \quad (2.23)$$

Considerando lo anteriormente expuesto suponemos que la viscosidad de la mezcla en cada sección del tubo conductor es una función de la concentración que varía según determinada ley desde el núcleo del flujo hacia su periferia.

Inicialmente supongamos que la concentración decrece uniformemente desde el núcleo del flujo hasta las paredes del tubo conductor. Consideremos el siguiente esquema de la sección del tubo conductor que se representa en la Figura 2.8

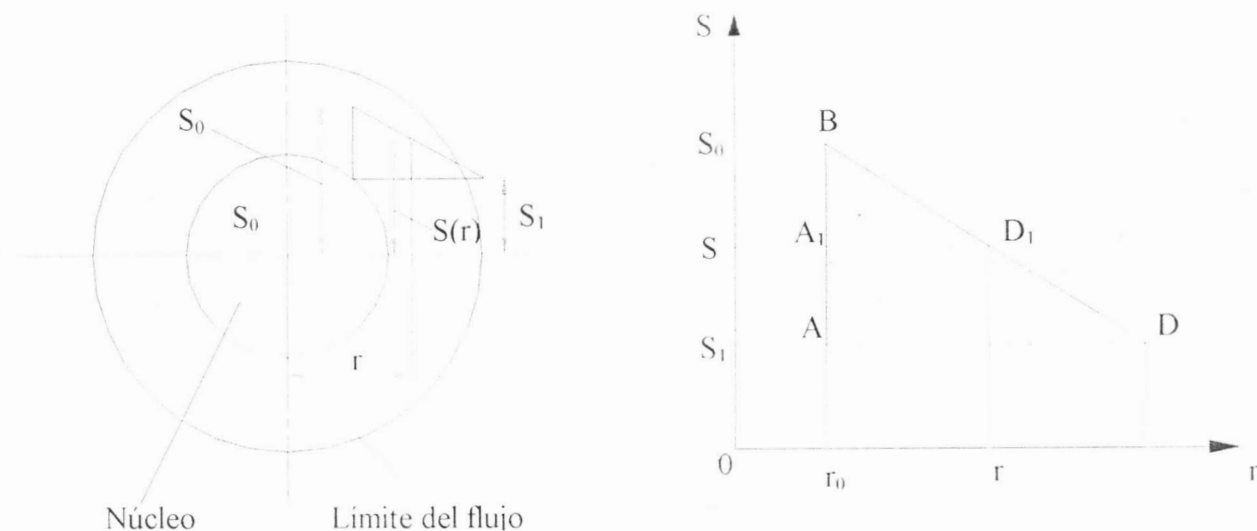


Figura 2.8. Distribución de la concentración en la sección transversal del flujo.

Puede observarse en la Figura 2.8 que

$$\Delta A B D \sim \Delta A_1 B D_1$$

ya que 
$$\frac{BA_1}{A_1D_1} = \frac{AB}{AD}$$

donde 
$$\frac{S_0 - S}{r - r_0} = \frac{S_0 - S_1}{R - r_0}$$

Encontramos los valores de las concentraciones en el flujo

$$S = S_0 - \frac{S_0 - S_1}{R - r_0} \cdot (r - r_0) = S_0 - \frac{S_0 - S_1}{1 - \frac{r_0}{R}} \cdot \left( x - \frac{r_0}{R} \right) \tag{2.24}$$

Suponiendo que la viscosidad es una función exponencial de la concentración, se puede escribir:

$$\eta = Ae^{\alpha S} = Ae^{\alpha \left[ S_0 - \frac{S_0 - S_1}{1 - \frac{r_0}{R}} \cdot \left( x - \frac{r_0}{R} \right) \right]} \tag{2.25}$$

Transformando la ecuación (2.23) a la siguiente forma



$$A' = 4\eta(\bar{S}) \cdot A \quad (2.26)$$

donde el valor A es igual a

$$A = \int_{\frac{i_0}{i}}^1 \frac{x^2 \begin{pmatrix} i \\ x - \frac{i_0}{i} \\ i \end{pmatrix}}{\eta[S(x)]} dx = \int_{\frac{i_0}{i}}^1 \frac{x^2 \cdot (x - \frac{i_0}{i})}{e^{\alpha \cdot (1-x^2)}} dx = e^{-\alpha} \cdot \int_{\frac{i_0}{i}}^1 x^2 \cdot (x - \frac{i_0}{i}) \cdot e^{\alpha x^2} dx \quad (2.27)$$

Se ha tomado aquí que

$$\eta[S(x)] = e^{\alpha(1-x^2)}; \quad \frac{i_0}{i} = \chi$$

Entonces

$$\begin{aligned} A &= e^{-\alpha} \left[ \frac{1}{2} \int_{\chi}^1 e^{\alpha x^2} dx^2 - \chi \int_{\chi}^1 x^2 e^{\alpha x^2} dx \right] = \\ &= e^{-\alpha} \left[ \frac{1}{2} \frac{x^2}{\alpha} e^{\alpha x^2} \Big|_{\chi}^1 - \frac{1}{2\alpha} \int_{\chi}^1 e^{\alpha x^2} dx^2 - \chi \int_{\chi}^1 x^2 e^{\alpha x^2} dx \right] = \\ &= e^{-\alpha} \left[ \frac{e^{\alpha} - \chi^2 \cdot e^{\alpha \chi^2}}{2\alpha} - \frac{1}{2\alpha} (e^{\alpha} - e^{\alpha \chi^2}) - \chi \int_{\chi}^1 x^2 e^{\alpha x^2} dx \right] = \\ &= \frac{1 - \chi^2 \cdot e^{\alpha(\chi^2-1)}}{2\alpha} - \frac{1 - e^{\alpha(\chi^2-1)}}{2\alpha^2} + \chi e^{-\alpha} \int_{\chi}^1 x^2 e^{\alpha x^2} dx \end{aligned} \quad (2.28)$$

Cuya solución puede ser expresada

$$A = \frac{1 - \chi^2 \cdot e^{\alpha(\chi^2-1)}}{2\alpha} - \frac{1 - e^{\alpha(\chi^2-1)}}{2\alpha^2} + F$$

donde

$$F = \chi e^{-\alpha} \int_{\chi}^1 x^2 e^{\alpha x^2} dx \quad (2.29)$$

Es necesario señalar que para cada solución el coeficiente  $\alpha$  para una amplia clase de hidromezclas con un contenido notable de partículas muy pequeñas se acerca a 1, entonces la integral A adquiere la forma

$$A = \frac{\beta}{2 e^{\beta}} + F \quad (2.30)$$

donde

$$\beta = 1 - \left( \frac{i_0}{i} \right)^2$$

Por consiguiente para el gasto total de la hidromezcla concentrada en correspondencia con la fórmula (2.14) tomará la forma definitiva

$$Q = \frac{\pi \cdot R^4 \Delta P}{8 \cdot \ell \cdot \eta(S_0)} \cdot \left( \frac{\beta}{2 e^{\beta}} + F \right) \quad (2.31)$$

Cuando los datos experimentales de viscosimetría se tienen en la forma  $\eta = f[S(r)]$  existe la posibilidad de elaborar una metodología de cálculo del hidrotransporte de la hidromezcla del mineral serpentinitico blando.

Los resultados de los experimentos realizados en el viscosímetro rotatorio se muestran en los epígrafes 2.1 y 3.3 y han señalado que para valores del gradiente de velocidad menores de  $100s^{-1}$  la dependencia experimental se representa con una recta.

Como mostraron los experimentos realizados en el trabajo [26], la distribución de las velocidades en la sección transversal de la tubería durante el movimiento de la hidromezcla limonítica es análoga a la distribución de las velocidades durante el movimiento de las suspensiones estructurales de carbón [71]. Se supone que la distribución de las velocidades en la sección transversal del conducto durante el movimiento de la pulpa de serpentinita blanda tiene el mismo carácter.

El núcleo del flujo, durante el movimiento de la hidromezcla con velocidades  $U < 2,0$  m/s ocupa la mayor parte de la sección transversal del conducto. El régimen turbulento comienza cuando el flujo alcanza velocidades  $U > 2,5$  m/s.

En base a los análisis realizados se propone describir el movimiento del flujo de la hidromezcla del mineral serpentinitico blando según la curva reológica que incluye las tres zonas siguientes:

1. Cuando  $\tau_0 < \tau < \tau_a$  el movimiento del flujo se efectúa en el régimen de Bingham, es decir, manteniendo su estructura
2. En el intervalo de las tensiones desde  $\tau_a$  hasta  $\tau_k$  en el flujo, éste se mueve en el régimen transitorio
3. Cuando  $\tau > \tau_k$  el movimiento del flujo se efectúa en el régimen turbulento.

Cuando el movimiento del flujo se efectúa en el régimen de Bingham, la viscosidad  $\eta_1$  mantiene su mayor valor. Cuando  $\tau > \tau_a$ , la estructura del flujo se destruye de forma continua, es decir, la viscosidad  $\eta_1 > \eta_2$ .

La descripción matemática según el modelo propuesto del movimiento de la hidromezcla de la pulpa serpentinitica blanda se representa según el sistema de ecuaciones siguientes

$$\begin{aligned}
 \tau &= \tau_0 + \eta_1 \cdot \dot{\gamma} ; & \tau_0 < \tau < \tau_a \\
 \tau &= \tau_0 + K \cdot \dot{\gamma}^n ; & \tau_a < \tau < \tau_k \\
 \tau &= \eta_{min} \cdot \dot{\gamma} ; & \tau > \tau_k ; \quad n = 1
 \end{aligned}
 \tag{2.32}$$

#### 2.4. Determinación de las resistencias hidráulicas durante el movimiento de la hidromezcla del mineral serpentinitico blando en el régimen estructural

La ecuación (2.19\*) describe el régimen estructural del flujo de la hidromezcla. Si en esta ecuación tomamos  $\tau_0 = 0$ , se convierte en la ecuación conocida de Hagen - Pouseuille aplicada a los líquidos homogéneos

$$Q = \left[ \frac{\pi R^4}{8 \cdot \ell \cdot \eta} \right] \cdot \Delta P
 \tag{2.33}$$

Para la utilización práctica de la ecuación (2.19\*) es necesario determinar los parámetros  $\eta_p$  y  $\tau_0$  del flujo plástico. Para su determinación, se transforma la ecuación de Hagen - Pouseuille de la siguiente manera

$$\eta = \left[ \frac{\pi \cdot R^4}{8 \cdot \ell \cdot Q} \right] \cdot \Delta P$$

Si se conocen  $R$ ,  $\ell$ ,  $\Delta P$  y  $Q$ , entonces se puede determinar la viscosidad del líquido.

En estas condiciones, el gráfico de la dependencia entre  $Q$  ( $\Delta P$ ) será una recta, y la determinación de su inclinación se obtendría por la relación

$$\tan \alpha = \frac{Q}{\Delta P} = \frac{\pi R^4}{8 \cdot \ell \cdot \eta}$$

Para la determinación de la viscosidad se necesita construir la recta según las coordenadas

$$\dot{\gamma} = \frac{4 \cdot Q}{\pi \cdot R^3} \quad \text{y} \quad \tau = \frac{\Delta P \cdot R}{2 \cdot \ell}$$

La pendiente de esta recta, en el gráfico de  $\tau$  vs  $\dot{\gamma}$ , se obtiene por

$$\tan \alpha = \frac{\tau}{(\dot{\gamma})} = \frac{\pi \cdot \Delta P \cdot R^4}{8 \cdot Q \cdot \ell} = \eta$$

Esta inclinación no depende de las variables  $R$  y  $\ell$ .

Si las mediciones están hechas para líquidos homogéneos en tuberías (capilares) a diferentes longitudes y diámetros y las curvas de flujo se construyen en las coordenadas  $\tau$  y  $\dot{\gamma}$ , entonces todas coinciden en la misma recta.

Si se utiliza ese método para la determinación de  $\eta$  y  $\tau_0$  de las hidromezclas estructurales, es necesario formular la ecuación de Buckingham con las variables  $\tau$  y  $\dot{\gamma}$ , o sea

$$\dot{\gamma} = \left( \frac{\tau}{\eta} \right) \left[ 1 - \frac{4}{3} \frac{\tau_0}{\tau} + \frac{1}{3} \left( \frac{\tau_0}{\tau} \right)^4 \right]$$

La curva resultante en las coordenadas  $\tau$  y  $\dot{\gamma}$  se representa en la Figura 2.9.

Para los cálculos hidráulicos del régimen estructural para el movimiento de las hidromezclas se utiliza la expresión sencilla de Buckingham basada en los menores valores de la relación  $r_0/R$  de la dependencia (2.19\*) pudiéndose obviar (eliminar) el último término de esta ecuación teniendo en cuenta los valores tan pequeños.

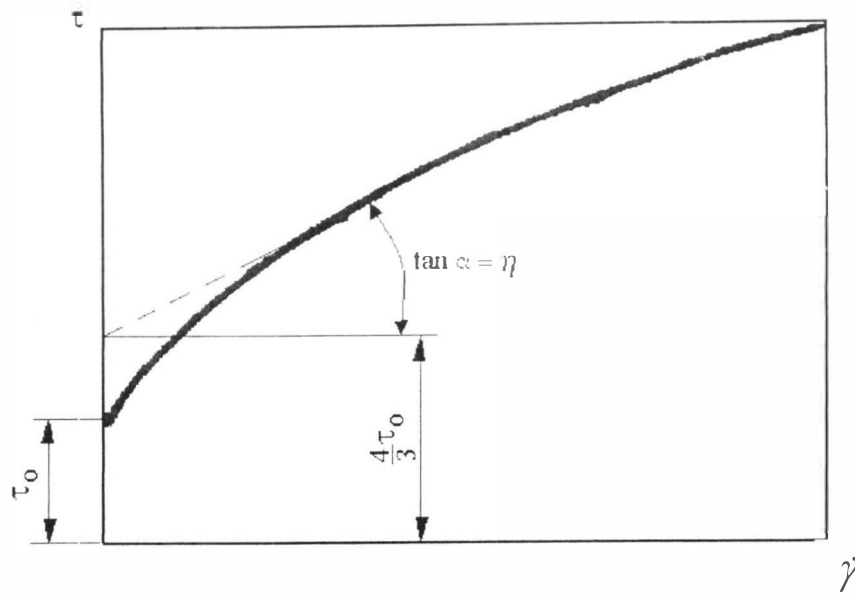


Figura 2.9. Dependencia  $\tau (\dot{\gamma})$  que caracteriza el movimiento del flujo.

Suponiendo que la forma parabólica del gráfico de distribución de velocidades en la sección transversal del flujo es para cuando  $r$  varía desde 0 hasta  $R$ , la fórmula del gasto tendría entonces la forma siguiente

$$Q = 2 \cdot \pi \cdot R \int_0^R r U dr = \left[ \frac{\pi \cdot R^4 \Delta P}{8 \cdot \ell \cdot \eta} \right] \left[ 1 - \frac{4}{3} \left( \frac{r_0}{R} \right) \right]$$

Cuando  $\frac{r_0}{R} = \frac{1}{2}$ , el tercer miembro en la ecuación que representa la distribución de las velocidades en la sección transversal del flujo

$$U = \left[ \frac{\Delta P}{4 \cdot \ell \cdot \eta} \right] \cdot (R^2 - r^2) - \left( \frac{\tau_0}{\eta} \right) \cdot (R - r),$$

será igual a  $\frac{1}{48}$  y por eso no se toma en cuenta. Designando  $R = \frac{D}{r}$  y  $\bar{U}$  en lugar de  $Q$  obtenemos

$$\Delta P = \frac{32 \cdot \eta \cdot \bar{U}}{D^2} \left[ 1 + \frac{1}{6} \frac{\tau_0 \cdot D}{\eta \cdot \bar{U}} \right] \quad (2.34)$$

El primer miembro de esta ecuación representa expresión conocida de Pouseuille para la determinación de la resistencia hidráulica de los líquidos newtonianos para el régimen laminar del flujo.

El segundo miembro de esta ecuación considera el aumento de las resistencias hidráulicas según la presencia en el líquido de las propiedades viscoso - plásticas.

Para la solución de las tareas prácticas, la aplicación de la fórmula sencilla de Buckingham para los cálculos de las resistencias hidráulicas para el régimen estructural del flujo de las hidromezclas y para la determinación de los parámetros reológicos ( $\eta$  y  $\tau_0$ ) no siempre está justificada.

Teniendo en cuenta la relación  $\frac{\Delta P_0}{\Delta P} = \frac{i_0}{i}$ , se puede expresar la ecuación de Buckingham de la siguiente forma

$$Q = \left[ \frac{\pi \cdot R^4 \cdot \Delta P}{8 \cdot \ell \cdot \eta} \right] \left[ 1 - \frac{4 i_0}{3 i} + \frac{1}{3} \left( \frac{i_0}{i} \right)^4 \right]$$

Designando el segundo miembro de esta ecuación como  $A = 1 - \frac{4 i_0}{3 i} + \frac{1}{3} \left( \frac{i_0}{i} \right)^4$

Si se constituye la dependencia  $A(i_0/i)$  y se analiza gráficamente esta función, se puede observar que la aplicación de la fórmula sencilla de Buckingham será fiable cuando la relación  $i_0/i$  no es superior a 0,5. (Figura 2.10).

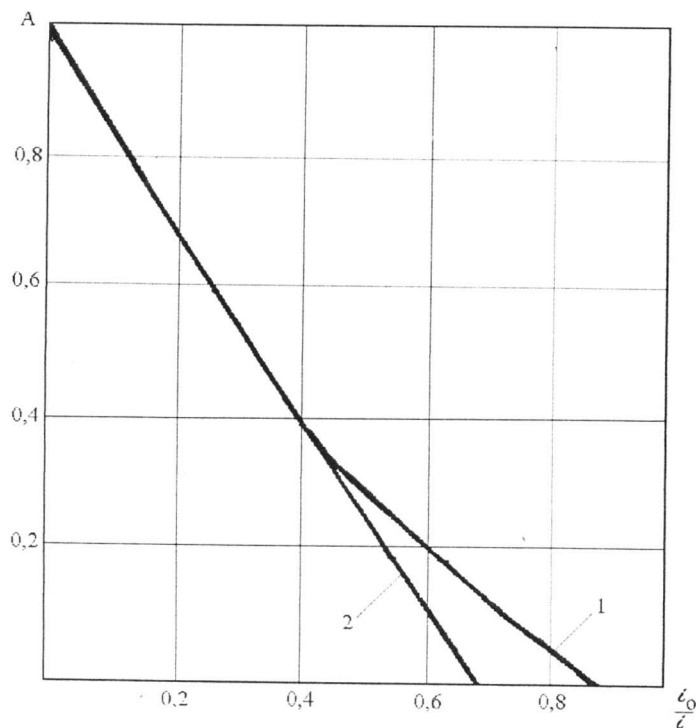


Figura 2.10. Dependencia  $A(i_0/i)$ : 1 - curva teórica; 2 - curva aproximada.

Considerando la distribución lineal del diagrama de las tensiones cortantes por rozamiento según la sección transversal de la tubería, la relación  $\dot{i}_0 / \dot{i}$  determina la relación de diámetro  $D_0/D$  del núcleo del flujo. Entonces los métodos de cálculo de las pérdidas de presión y la determinación  $\eta$  y  $\tau_0$  según la fórmula de Buckingham se puede utilizar después del análisis de los datos experimentales, es decir, cuando se cumple que  $\dot{i}_0 / \dot{i} \approx D_0 / D \leq 0,5$ .

Esto se puede observar durante el movimiento de las hidromezclas viscoso - plásticas en las tuberías con diámetros pequeños.

Los experimentos realizados por E. K. Latipov y B. C. Filatov [16] mostraron que para las hidromezclas de arcillas ( $\tau_0 = 10 - 50$  Pa,  $\eta = 0,005 - 0,035$  Pa · s y  $\rho = 1085$  kg./m<sup>3</sup>), por tuberías con diámetros de 60 - 100 mm, por toda el área del régimen estructural, el núcleo del flujo ocupa la mayor parte, disminuyendo con el aumento de la velocidad del flujo.

El régimen turbulento surge cuando se cumple la relación  $D_0 / D = 0,5 - 0,8$ ; en este caso el núcleo se destruye, con esto se destaca que:

$$D_0 = \frac{4 \cdot \tau_0}{\rho \cdot g \cdot \dot{i}}, \text{ es decir, que el diámetro del núcleo del flujo depende del diámetro de la tubería.}$$

Como regla, para tuberías con diámetros mayores de 300 mm las dimensiones relativas del núcleo del flujo  $D_0 / D$  superan el valor de 0,5; ello limita la utilización de la fórmula sencilla de Buckingham.

Los factores fundamentales que influyen sobre las pérdidas de presión  $\Delta P / \ell$  durante el movimiento de las hidromezclas viscoso - plásticas son: el diámetro de la tubería  $D$ , la velocidad del movimiento del flujo  $U$ , las propiedades físico - mecánicas de la pulpa expresada por los parámetros reológicos  $\eta$  y  $\tau$ , la densidad de la hidromezcla  $\rho_p$ , la viscosidad del medio líquido  $\eta_0$  y el espesor de la capa  $\delta$  adyacente a la pared.

Cuando la tubería se coloca horizontalmente, la fuerza de gravedad no influye sobre el movimiento de la hidromezcla viscoso - plástica por lo que no se toma en cuenta. La ecuación criterial del movimiento de la hidromezcla viscoso - plástica se representa en función de magnitudes variables que más influyen utilizando el método de análisis dimensional, basado en el teorema  $\pi$  de Buckingham, según la relación funcional [16]

$$f\left(\frac{\Delta P}{\ell, D, U, \eta, \tau, \rho, \delta, \eta_0}\right) = 0$$

En correspondencia con el teorema  $\pi$ , y de acuerdo al número de magnitudes y dimensiones fundamentales, se representa de la forma

$$f(\pi_1, \pi_2, \pi_3, \pi_4, \pi_5) = 0 \quad (2.35)$$

Señalamos que el número de miembros de esta ecuación se reduce de 8 a 5, de estos últimos, dos tienen la forma

$$\pi_1 = \frac{\eta_0}{\eta}, \quad \pi_2 = \frac{\delta}{D} \quad (2.36)$$

Para la determinación de  $\pi_3, \pi_4, \pi_5$ , se escogen tres magnitudes de las restantes que contengan todas las dimensiones fundamentales (U, D y  $\rho$ ). Se conforma una ecuación adimensional, agrupando las magnitudes por orden en cada una de ellas, es decir

$$\begin{aligned} \pi_3 &= D^{x_1} \cdot U^{y_1} \cdot \rho^{z_1} \cdot \eta; \quad \pi_4 = D^{x_2} \cdot U^{y_2} \cdot \rho^{z_2} \cdot \frac{\Delta P}{\ell}; \\ \pi_5 &= D^{x_3} \cdot U^{y_3} \cdot \rho^{z_3} \cdot \tau \end{aligned} \quad (2.37)$$

En las expresiones para  $\pi_3, \pi_4, \pi_5$ , es necesario seleccionar los exponentes de D, U y  $\rho$ , de tal manera que los grupos  $\pi$  sean adimensionales.

Partiendo de esto y utilizando las dimensiones fundamentales obtienen tres ecuaciones independientes. Al mismo tiempo, la solución de estas ecuaciones posibilitan encontrar los valores de los exponentes, o sea

$$\pi_3 = \frac{U \cdot D \cdot \rho}{\eta}; \quad \pi_4 = \frac{D \cdot \frac{\Delta P}{\ell}}{U^2 \cdot \rho}; \quad \pi_5 = \frac{\tau}{U^2 \cdot \rho} \quad (2.38)$$

Incluyendo los grupos adimensionales obtenidos en la fórmula (2.35), se representa la ecuación del movimiento de las hidromezclas viscoso - plásticas en los parámetros adimensionales

$$\frac{D \cdot \Delta P}{\ell \cdot U^2 \cdot \rho} = f\left(\frac{\eta_0}{\eta}, \frac{\delta}{D}, \frac{U \cdot D \cdot \rho}{\eta}, \frac{\tau}{U^2 \cdot \rho}\right) \quad (2.39)$$



El primer y cuarto grupo de esta ecuación corresponden a los criterios de semejanza para líquidos homogéneos, es decir, los criterios de Reynolds y Euler.

El quinto parámetro expresa las particularidades de las hidromezclas viscoso - plásticas y es el criterio de plasticidad, el segundo y tercero caracterizan el movimiento de la hidromezcla viscoso - plástica teniendo en cuenta el efecto de pared.

A diferencia de los líquidos viscosos, para los cuales la elección de los criterios de Reynolds o Froude se determinan según la dependencia de las fuerzas de la resistencia viscosa o fuerza de gravedad (una de ellas se puede obviar), para la hidromezcla viscoso - plástica las fuerzas de viscosidad y plasticidad son aproximadamente iguales, por eso la ecuación (2.39) no se puede utilizar para la modelación del flujo ya que es imposible satisfacer al mismo tiempo los grupos  $\pi_3$  y  $\pi_5$ . A su vez no se puede eliminar ninguno de estos criterios, por eso para la modelación aproximada es necesario obtener el criterio general de semejanza.

Para justificar su aplicación esta debe ser fundamentada experimentalmente. Para esto se utiliza la ecuación teórica (2.34) y se representa en la forma criterial.

Obteniéndose la siguiente expresión [16]

$$\frac{D \cdot \Delta P}{\ell \cdot U^2 \cdot \rho} = \frac{64 \cdot \left[ \frac{\eta}{U \cdot D \cdot \rho} + \frac{1}{8} \frac{\tau}{U^2 \cdot \rho} \right]}{\left[ 1 + 8 \left( \frac{\eta}{\eta_0} \right) \left( \frac{\delta}{D} \right) \right]} \quad (2.40)$$

Observando la analogía con los líquidos newtonianos para los cuales la ecuación de Darcy - Weisbach se escribe en la forma criterial  $E_u (Re)$ , se puede señalar que la parte derecha de la ecuación (2.40) es el coeficiente adimensional de la resistencia para las hidromezclas viscoso - plásticas para su movimiento en el régimen estructural

$$\lambda = \frac{64 \cdot \left[ \frac{\eta}{U \cdot D \cdot \rho} + \frac{1}{8} \frac{\tau}{U^2 \cdot \rho} \right]}{\left[ 1 + 8 \left( \frac{\eta}{\eta_0} \right) \left( \frac{\delta}{D} \right) \right]} = \frac{64}{Re^{**}} \quad (2.41)$$

Esta ecuación incluye la fórmula del criterio general que une los grupos adimensionales de la dependencia (2.39).

El criterio general obtenido en la expresión (2.41) tiene en cuenta la relación de la viscosidad y la plasticidad cuando existen el efecto de pared y las fuerzas de inercia. Si no esta presente el efecto de pared ( $\delta = 0$ ) el parámetro  $Re^{**}$  se convierte en el criterio general conocido

$$Re^* = \frac{Re}{\left[1 + \frac{\tau \cdot D}{8 \cdot U \cdot \eta}\right]} \quad (2.42)$$

N. B. Tiabin [16] propuso el parámetro general  $R^*$  para las condiciones  $\tau_0 = \frac{3}{4} \tau$  de esta forma

$$Re^* = \frac{Re}{\left[1 + \frac{\tau_0 \cdot D}{6 \cdot U \cdot \eta}\right]} \quad (2.43)$$

Entonces las pérdidas de presión durante el movimiento de las hidromezclas viscoso - plásticas se pueden determinar según la fórmula de Darcy - Weisbach

$$i = \lambda \frac{U^2}{2 \cdot g \cdot D} \rho_P,$$

donde:  $\lambda = \frac{64}{Re'}$  - coeficiente general de resistencia hidráulica para el régimen estructural.

La expresión

$$\lambda = \frac{64 \left(1 + \frac{\tau_0 \cdot D}{N \cdot U \cdot \eta}\right) \eta}{U \cdot \rho_P \cdot D}; \quad (2.44)$$

$$Re' = \frac{U \cdot \rho_P \cdot D}{\eta}$$

donde: N - coeficiente numérico constante para la hidromezcla.

El valor N, según datos experimentales, varía desde 2 hasta 8 en dependencia del tipo de hidromezcla.

El criterio de Iliushin  $I = \frac{\tau_0 \cdot D}{U \cdot \eta}$  tiene en cuenta la relación entre las fuerzas de plasticidad y viscosidad.

Conociendo el coeficiente numérico  $N$  en la fórmula (2.44) se obtiene la expresión concreta para el cálculo del coeficiente general de las resistencias hidráulicas para el movimiento de la hidromezcla del mineral serpentinitico blando por la tubería.

Para la determinación del valor del coeficiente numérico  $N$  es necesario realizar las investigaciones experimentales correspondientes.

### 2.5. Determinación de la velocidad crítica y la pendiente hidráulica para el movimiento de la pulpa serpentinitica dura

Las investigaciones realizadas y la experiencia en la explotación de las líneas de transporte hidráulico, demostraron que la velocidad crítica se encuentra relacionada de una forma compleja con los parámetros del flujo y con las propiedades químicas y físico – mecánicas que conforman sus fases sólida, líquida y gaseosa. Con frecuencia esta relación se expresa

$$U_{cr} = f(D, C_w, \rho_0, \rho_s, d_{med}, K'), \quad (2.45)$$

donde:  $D$  - diámetro de la tubería;

$C_w$  - concentración volumétrica de las partículas sólidas en el flujo de la hidromezcla;

$\rho_0$  - densidad del agua;

$\rho_s$  - densidad del sólido;

$d_{med}$  - diámetro promedio de las partículas mayores;

$K'$  - coeficiente que considera la forma de las partículas.

Debido a la dificultad en la determinación de la ecuación teórica, para estos fines se utiliza la teoría de las dimensiones o soluciones empíricas. En todos estos casos se acostumbra representar el material analizado, obtenido ya sea por los resultados de la observación visual a través de tubos de cristal o después de la elaboración correspondiente del material experimental, de la siguiente forma

$$i = f(U) \quad (2.46)$$

donde:  $i$  - pérdidas específicas de presión del movimiento del flujo de la hidromezcla;

$U$  - velocidad media del flujo de la hidromezcla.

Del análisis de las fórmulas representadas en la Tabla 2.2, se observa que cuanto mayores sean los grosores de las partículas, la densidad, la concentración y las dimensiones geométricas de los flujos, mayor será la velocidad crítica.

Igualmente, si el diapason del grosor geométrico ( $d_{med} < 1.5$  mm), entonces la velocidad crítica es proporcional a la expresión  $\frac{\gamma_s - 1}{1.7}$  y cuando ( $d_{med} > 1.5$  mm) la expresión es  $\sqrt{\frac{\gamma_s - 1}{2.7}}$ .

La velocidad crítica crece con el aumento de la concentración de la hidromezcla hasta un limite determinado, característico para cada grosor.

De igual forma, la sensibilidad del sistema del transporte hidráulico hacia la variación de la concentración, se diferencia de su sensibilidad a la variación del grosor geométrico, es decir, la variación de la concentración durante el transporte hidráulico de las partículas sólidas con  $d_{med} < 0.15$  mm, apenas influye sobre la magnitud de la velocidad crítica, pero la afecta significativamente cuando aumenta el grosor de las partículas.

Tabla 2.2: Fórmulas semiempíricas para la determinación de la velocidad crítica.

| Autor               | Fórmula propuesta  | UM  | Indicador del grado |      |          |
|---------------------|--|-----|---------------------|------|----------|
|                     |  |     | dmed                | S    | $\rho_s$ |
| Sazonov [71]        | $V_{cr} = \left[ \frac{2g d_{med} (\gamma_s - \gamma_0 + \gamma_\rho - \gamma_0)}{\gamma_0} \right]^{0.5}$ | m/s | 0.5                 | 0.5  | 0.5      |
| Tarasov [72]        | $V_{cr} = 3.5 + 50w \sqrt{\frac{(\gamma - \gamma_0)(\gamma_s - \gamma_0)^2}{\gamma_0}}$                    | m/s | 0,5                 | 0,33 | 0,33     |
| Diuran R. [73]      | $V_{cr} = F \sqrt{2gD \left( \frac{\rho_s - \rho_0}{\rho_0} \right)}$                                      | m/s | -                   | -    | 0,5      |
| Yufin A. [74]       | $V_{cr} = 9.8^{\frac{1}{3}} D^{\frac{1}{3}} W^{\frac{1}{6}} S_0^{\frac{1}{2}} \psi$                        | m/s | 0,12                | 0,15 | 0,12     |
| Smoldirev A. E [75] | Hidromezcla finamente dispersa<br>$V_{cr} = C' \sqrt{UD} \sqrt{a S_g (1 + aS)} d_{med}$                    | m/s | 0,25                | 0,25 | 0,25     |
| [75]                | Hidromezcla grueso dispersa<br>$V_{cr} = C' \sqrt[3]{g D_s m a S V} \sqrt{\delta_0}$                       | m/s | 0,2                 | 0,33 | 0,33     |
| [75]                | Hidromezcla polidispersa<br>$V_{cr} = C' \sqrt{D} \sqrt[3]{\frac{aS V^4}{d_{med}}} + C'' \sqrt{fa S_3 gD}$ | m/s | 0,2                 | 0,33 | 0,33     |
| Silin H.A. [76]     | $V_{cr} = 3.25^{\frac{1}{3}} \sqrt{gaD^6 S \psi}$  | m/s | 0,16                | 0,16 | 0,33     |

|                      |   |     |     |      |     |
|----------------------|---|-----|-----|------|-----|
| Karasik. B.M<br>[77] | $V_{cr} = \sqrt{2gD} \frac{3\delta}{\lambda_0} \frac{d_{med}}{d_s} \frac{\rho_s - \rho_0}{\rho_0} \sqrt{\beta S_{med}^2}$ | m/s | 0,2 | 0,06 | 0,2 |
| TU No.2 [78]         | $V_{cr} = 8.3\sqrt[3]{D^6 S_0 \psi}$  | m/s | -   | -    | -   |

Las investigaciones experimentales demuestran también que mientras mayor sea el radio hidráulico, mayor será la velocidad crítica. El análisis de las fórmulas expuestas anteriormente para la determinación de la velocidad crítica de la hidromezcla, muestra que todas ellas son útiles solo para determinados materiales en condiciones específicas y en muchas de ellas el factor fundamental es su coeficiente empírico. En algunos casos no se mantiene en ellos el grosor, el cual es considerado gracias a los coeficientes empíricos dimensionales.

El segundo parámetro principal del transporte hidráulico de los materiales áridos, es la resistencia hidráulica específica (pérdida específica de presión) del movimiento de la hidromezcla. En general la resistencia hidráulica del movimiento de la hidromezcla se inscribe en la siguiente expresión general

$$i = i_0 + i_1 \quad (2.47)$$

Basados en los datos reales que se tienen en estos momentos, diferentes autores proponen un gran número de fórmulas empíricas y semiempíricas para la determinación de la resistencia hidráulica de la hidromezcla. Varias de ellas están se presentan en la Tabla 2.3.

Tabla 2.3. Fórmulas para la determinación de las pérdidas específicas de presión.

| Autor                 | Fórmula propuesta  | Indicador del grado |        |          |
|-----------------------|--|---------------------|--------|----------|
|                       |  | $d_{med}$           | S      | $\rho_s$ |
| Sazonov [71]          | $i = \left[ \lambda_p + \lambda_B \left( \frac{\gamma_s - \gamma_0 + \gamma_p \gamma_0}{\gamma_0} \right) \right] \frac{\delta_{cr}^2}{2gD}$ | - 1,0               | 1,0    | 1,0      |
| Diuran [73]           | $i = i_0 + \left\{ 1 + S \left[ \frac{gD}{U^2} \left( \frac{\rho_s - \rho_0}{\rho_0} \right) \frac{1}{Cg} \right]^{3,2} \right\}$            | - 1,0               | - 0,75 | 1,5      |
| Yufin A. [74]         | $i = i_0 + \left( i_0 \frac{\rho_p - \rho_0}{\rho_0} \right) \left( \frac{3d_{10}}{d_{g0}} \right)^{0,22}$                                   | - 1,0               | - 0,22 | 1,0      |
| Smoldirev A.E<br>[75] | Hidromezcla finamente dispersa<br>$i = i_B (1 + aS) + C_0 aS \left( \frac{U}{U^2} \right) \frac{D_0}{d_{med}}$                               | - 1,0               | - 1,0  | - 1,0    |
|                       | Hidromezcla grueso dispersa  |                     |        |          |

|                   |   |       |       |     |
|-------------------|---|-------|-------|-----|
| [75]              | $i = i_B + c_1 a S U^2 \sqrt{\frac{D}{d_{mod}}}$  | - 1,0 | - 0,5 | 1,0 |
| [75]              | Hidromezcla polidispersa<br>$i = i_B (1 + a S_1) + c_1 \frac{a S_2 U \sqrt{\frac{D}{d_{mod}}}}{UD} f a S_3$ | - 1,0 | - 0,5 | 1,0 |
| Silin H.A. [76]   | $i = i_0 \frac{\rho_{MM}}{\rho_0} \left[ 1 + 0,13 \left( \frac{U_{cr}}{U \sqrt{gD}} \right)^3 \right]$      | - 1,0 | 1,0   | 2,0 |
| Karasik. B.M [77] | $i = i_0 \left[ 1 + \frac{1-n}{3} \left( \frac{U_{cr}^2}{U \sqrt{2gD}} \right)^3 \right]$                   | - 1,0 | 1,2   | 1,2 |
| TU No.2 [78]      | $i = i_B + \delta^4 \sqrt[3]{C_0^2 \frac{Q_{SMC}}{Q_{SM}}}$   | - 1,0 | 0,25  | 1,0 |

De todo lo antes expuesto, está claro que actualmente sobre el transporte hidráulico se han realizado numerosas investigaciones sobre cuyas bases se han expuesto una gran cantidad de fórmulas para la determinación de la velocidad crítica y la resistencia hidráulica bajo diferentes condiciones. De igual forma la mayoría de ellas poseen varias desventajas que limitan su aplicación. La principal desventaja consiste en que cada una de ellas sólo es aplicable para un material específico, en una estrecha variación de la densidad, del grosor geométrico y de la concentración de las partículas. Por esto la mayoría de las ecuaciones son aplicables solamente para el cálculo de los parámetros del transporte hidráulico de materiales finos.

Al dar una valoración general sobre las fórmulas de cálculo propuestas para la determinación de los parámetros fundamentales sobre el transporte hidráulico, es necesario señalar lo siguiente:

el momento no existe una metodología única para calcular los parámetros fundamentales del transporte hidráulico.

- Durante la hidrotransportación las pérdidas de presión y la velocidad crítica dependen en un alto grado de la velocidad del movimiento de la hidromezcla, del diámetro de las tuberías, de la concentración volumétrica y de la densidad de las partículas sólidas.
- Es necesario realizar las investigaciones experimentales para la determinación de la velocidad crítica y la pérdida de presión durante el movimiento por tubería de la hidromezcla de mineral serpentinitico duro.

## CAPÍTULO 3. INVESTIGACIÓN EXPERIMENTAL DEL PROCESO DE TRANSPORTACIÓN DE LA SERPENTINITA

### 3.1. Determinación del tamaño hidráulico del mineral serpentínico duro

Para el estudio de la composición granulométrica se tomó una muestra de mineral serpentínico duro de 118 kg. en el yacimiento Moa Oriental, el material fue mezclado y homogeneizado, se cribó con un módulo  $\sqrt{2}$ , de composición granulométrica: - 12,5 + 6,3; 6,3 + 3,15; - 3,15 + 2,5; -2,5 + 1,5; - 1,25 + 0,63; - 0,63 + 0 mm.

La operación de tamizado se efectuó siguiendo el método standard establecido. Los resultados de las investigaciones se reflejan en la Figura 3.1.

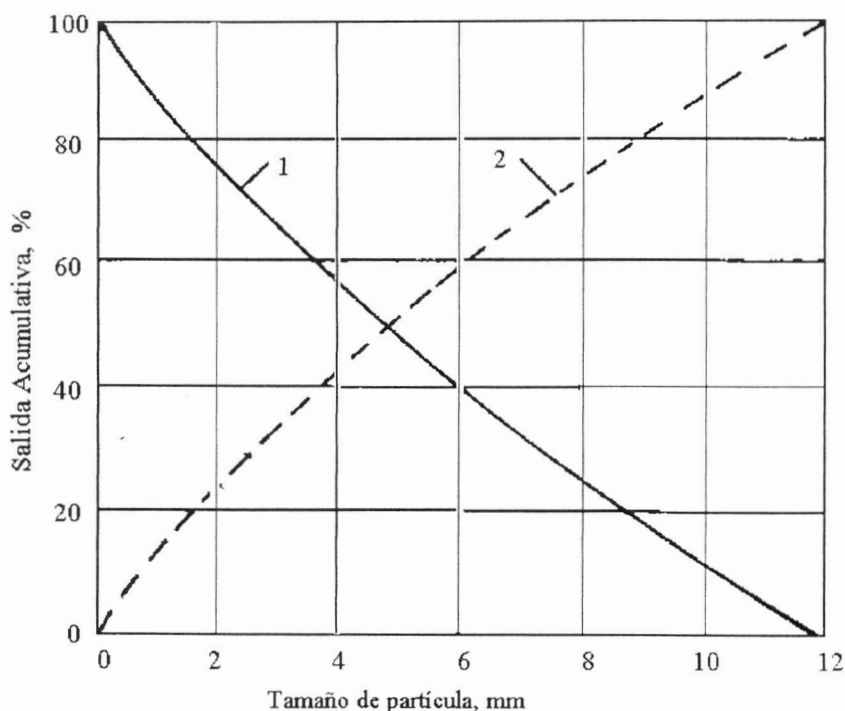


Figura 3.1. Características granulométricas: 1 - por retenido; 2 - por cernido.

De la figura se observa que la distribución de las fracciones para cada tamaño de partícula no es uniforme, existe una mezcla no homogénea entre la salida de las partículas de mayor y menor tamaño, predominando las primeras.

Se determinó también la densidad del material serpentínico duro. Como resultado de las mediciones realizadas se obtuvo el valor de  $2,2 \text{ t/m}^3$ .

Para la determinación experimental de la velocidad límite de caída en agua de las partículas de serpentinita dura, se realizó un proceso de molienda y clasificación de tamaño a través de

tamices con la composición granulométrica siguiente: - 12,5 + 10,0; - 10,0 + 8,0; - 8,0 + 6,35; - 6,35 + 5,0; - 5,0 + 4,76; - 4,76 + 3,15; - 3,15 + 2,5; - 2,5 + 2,0; - 1,25 + 1,0; - 0,63 + 0,5 mm.

De cada tipo de clase se seleccionaron 15 granos. El experimento se realizó en un tubo de cristal con una longitud de 80 cm, colocado de forma vertical.

Para cada clasificación se realizaron 15 ensayos. Los resultados aparecen reflejados en la Tabla 3.1.

Para el análisis y argumentación teórica de los resultados experimentales, se utilizaron diferentes criterios.

**Tabla 3.1:** Resultados de la determinación de la velocidad de caída de los granos de serpentinita dura.

| Granulometría, mm | Tiempo medio de caída, s | Velocidad de caída, m/s |
|-------------------|--------------------------|-------------------------|
| - 12,5 + 10,0     | 2,49                     | 0,321                   |
| - 10,0 + 8,0      | 2,75                     | 0,290                   |
| - 8,0 + 6,35      | 3,17                     | 0,252                   |
| - 6,35 + 5,0      | 3,53                     | 0,226                   |
| - 5,0 + 4,76      | 4,06                     | 0,197                   |
| - 4,76 + 3,15     | 4,49                     | 0,178                   |
| - 3,15 + 2,5      | 5,55                     | 0,144                   |
| - 2,5 + 2,0       | 5,88                     | 0,136                   |
| - 1,25 + 1,0      | 8,0                      | 0,100                   |
| - 0,63 + 0,5      | 12,12                    | 0,066                   |

Para la deducción de las fórmulas de velocidad límite de caída, Rittinger [46] estudió sólo la resistencia dinámica del medio, por eso la fórmula utilizada durante el régimen turbulento del movimiento relativo de partículas de varios tamaños toma la forma siguiente:

$$U_{pR} = \sqrt{2,67 \cdot g \cdot d \cdot \left( \frac{\rho_s - \rho_0}{\rho_0} \right)}; \quad (3.1)$$

donde:  $\rho_s$  y  $\rho_0$  - corresponden a las densidades del grano y del medio;



$d$  - diámetro del grano o partícula, m.

Se observa, que la magnitud de la velocidad límite de caída depende del diámetro y la densidad del grano.

Denominando a  $\sqrt{2,67 \cdot g} = k$ , obtenemos:

$$U_{pR} = k \sqrt{d \cdot \left( \frac{\rho_S - \rho_0}{\rho_0} \right)} \quad (3.2)$$

El coeficiente  $k$  depende de la forma y densidad del grano: para la esfera, cuando  $g = 9,81 \text{ m/s}^2$ ;  $k = 5,12$ . Para el agua, cuando la magnitud  $\rho_0 = 1000 \text{ kg./m}^3$ , la velocidad final de caída de la esfera, por el criterio de Rittinger será:

$$U_{pR} = 0,16 \sqrt{d(\rho_S - \rho_0)} \quad (3.3)$$

La fórmula de Rittinger ofrece un resultado muy confiable con los datos experimentales obtenidos para los granos de tamaño de 0,8 mm y superiores.

Para la determinación de la velocidad límite de caída de partículas (granos) relativamente pequeñas, Stokes utilizó la resistencia dinámica del medio y estudió todas las fuerzas de fricción interna (resistencia viscosa)

$$U_{pS} = 0,545 \cdot d^2 \cdot \frac{(\rho_S - \rho_0)}{\eta}, \quad (3.4)$$

donde:  $d$  - diámetro del grano, m;

$\rho_S$  - densidad del grano,  $\text{kg./m}^3$ ;

$\rho_0$  - densidad del medio,  $\text{kg./m}^3$ ;

$\eta$  - coeficiente de viscosidad del líquido,  $\text{Pa} \cdot \text{s}$ .

De la fórmula de Stokes se desprende, que la velocidad límite de caída de los granos esféricos, en el caso de considerar solo la resistencia viscosa, es directamente proporcional al cuadrado de su diámetro y a la diferencia entre la densidad del grano y del medio e inversamente proporcional al coeficiente de viscosidad del medio y se utilizó sólo para tamaños de 0,012 hasta 0,12 mm.

La velocidad límite de caída de los granos con una granulometría de 0,12 hasta 0,8 - 1,0 mm no se ajusta al criterio de Rittinger ni al de Stokes. Para el diapasón de granulometría indicado, Allen propuso la fórmula empírica siguiente:

Para agua; cuando  $\rho_0 = 1000 \text{ kg./m}^3$

$$U_{pA} = \frac{0,1146 \sqrt{(\rho_s - \rho_0)^2}}{\sqrt[3]{\eta}} \cdot d, \quad (3.5)$$

donde: d - diámetro del grano, m;

$\rho_s$  - densidad del grano,  $\text{kg./m}^3$ ;

$\rho_0$  - densidad del medio,  $\text{kg./m}^3$ ;

$\eta$  - coeficiente de viscosidad del líquido, Pa · s.

La fórmula de Allen, como demostraron los experimentos, ofrece un resultado confiable para granos de tamaño de 0,085 hasta 0,15 mm.

El criterio de N. Antonov [90], considera el efecto de la resistencia viscosa y dinámica del medio, se recomienda utilizarlo para granos de tamaño pequeño

$$U_{pA} = \left( \frac{\nu}{d_e} \right) \left( \sqrt{20,4 + 2,95 \sqrt{\text{Re}^2 \psi} - 4,52} \right)^2, \quad (3.6)$$

donde:  $d_e$  - diámetro equivalente del grano, m;

$\nu$  - viscosidad cinemática del medio,  $\text{m}^2/\text{s}$ ;

Re - número de Reynolds;

$\text{Re}^2 \psi$  - coeficiente de Liashchenko.

En cada clase de la composición granulométrica de la serpentinita dura se obtienen granos de diferentes tamaños y formas y en la utilización de los criterios antes mencionados se incluye el concepto de diámetro equivalente según tamaño y según masa.

El diámetro equivalente según tamaño  $d_{et}$  se obtiene a partir de la media aritmética de las dimensiones de los orificios de dos tamices, es decir, de la clase dada

$$d_{et} = K_0 \cdot d = K_0 \cdot \left( \frac{d_1 + d_2}{2} \right), \quad (3.7)$$

donde:  $K_0$  - coeficiente (1,05 -1,1);

$d$  - diámetro medio, m.

El diámetro equivalente según masa  $d_{em}$  se obtiene considerando cada grano como una esfera y se compara su masa con la masa del grano representativo. El diámetro equivalente se determina por la fórmula

$$d_e = d_{em} = 1,24 \cdot \sqrt[3]{\frac{m}{\rho_s}}, \quad (3.8)$$

donde:  $m$  - masa del grano, kg.;

$\rho_s$  - densidad del grano, kg./m<sup>3</sup>.

Los parámetros que tienen influencia sobre la velocidad límite de caída son: densidad del medio; densidad del grano; viscosidad del medio; diámetro del grano; número de Reynolds; es decir,  $U_p = f(\rho_s, \rho_0, \eta, d, Re)$ .

La velocidad límite de caída de la partícula sólida depende mucho de su forma. Las investigaciones demostraron, que los granos de igual masa de la misma sustancia, se sedimentan en iguales condiciones con diferentes velocidades debido a la variedad de su forma. Esto significa que es necesario incluir en la expresión teórica un coeficiente de corrección (coeficiente de forma), que aumente la precisión de los resultados. Este coeficiente de forma fue determinado para cada expresión teórica

$$\varphi = \frac{U_{pE}}{U_{pT}}, \quad (3.9)$$

donde:  $U_{pE}$  - velocidad límite de caída experimental;

$U_{pT}$  - velocidad límite de caída teórica;

$\varphi$  - coeficiente de forma.

A partir de los resultados de las investigaciones de la velocidad límite de caída de los granos con la utilización de diferentes criterios se construyó la Figura 3.2.

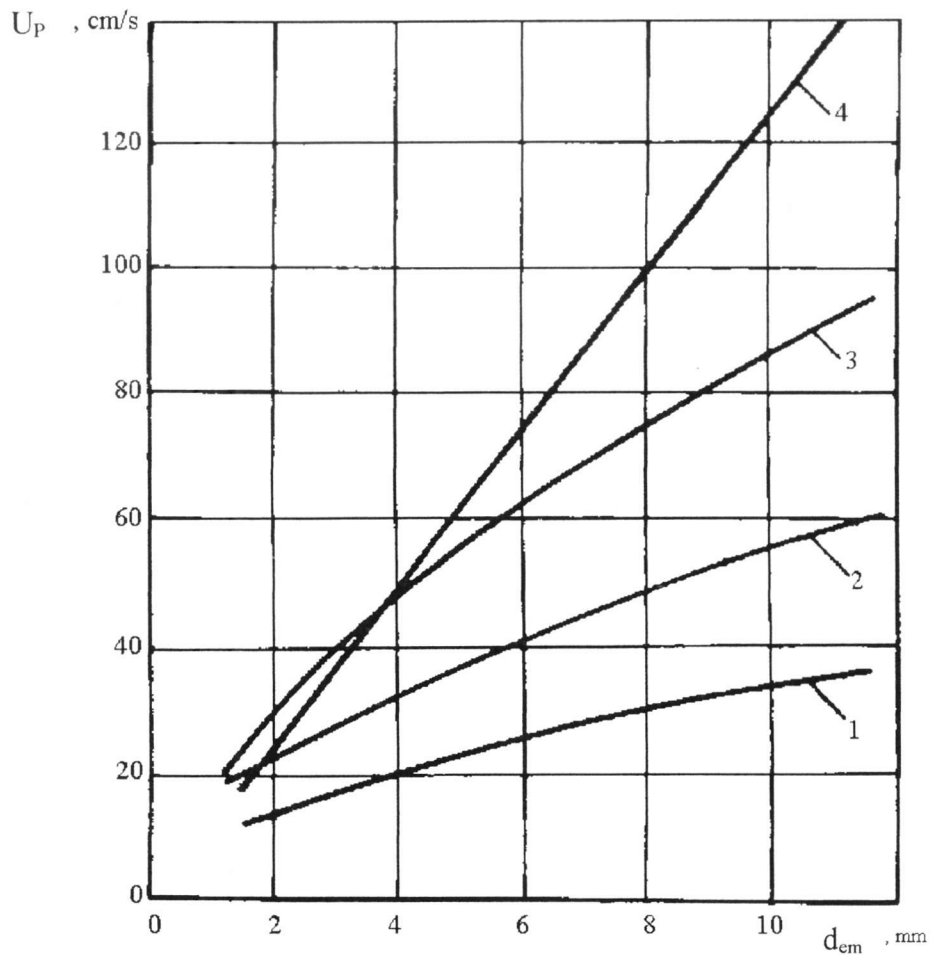


Figura 3.2. Comparación de la velocidad límite de caída de los granos del mineral serpentinitico duro en el agua: 1 - curva experimental; 2 - según Rittinger; 3 - según Antonov; 4 - según Allen.

De la Figura 3.2 se observa, que el criterio de Rittinger tiene valores más estables y uniformes con relación a los datos experimentales que los demás criterios. En tal sentido, los resultados más aceptables se obtuvieron mediante la utilización del concepto “diámetro equivalente según masa” utilizando el criterio de Rittinger. El número de Reynolds para cada una de las granulometrías siempre se encontrará en la zona de régimen turbulento, que constituye la exigencia necesaria para la utilización del criterio de Rittinger. (Tabla 3.2).

**Tabla 3.2:** Resultado de las investigaciones por el criterio de Rittinger.

| Diapasón | Granulometría,<br>mm | Número de<br>Reynolds   | Coefficiente de<br>forma por, $d_{ct}$ | Coefficiente de<br>forma por, $d_{cm}$ |
|----------|----------------------|-------------------------|--|--|
|          | - 12,5 + 10,0        | 11123,7                 |  |  |
| I        | - 10,0 + 8,0         | 10049,5                 | 0,520                                  | 0,535                                  |
|          | - 8,0 + 6,35         | 8732,6                  |  |  |
|          | - 6,35 + 5,0         | 7831,6                  |  |  |
|          | - 5,0 + 4,76         | 6826,7                  |  |  |
| II       | - 4,76 + 3,15        | 6168,7                  | 0,486                                  | 0,543                                  |
|          | - 3,15 + 2,5         | 4990,0                  |  |  |
|          | - 2,5 + 2,0          | 4712,8                  |  |  |
| III      | - 1,25 + 1,0         | 3465,3                  | 0,517                                  | 0,533                                  |
| IV       | - 0,63 + 0,5         | Según criterio de Stoke |  |  |

Utilizando el criterio de Rittinger, el cálculo de la velocidad límite de caída teórica de los granos del mineral serpentinitico se obtiene por la fórmula

$$U_P = \varphi U_{pR}, \quad (3.10)$$

donde:  $\varphi$  - coeficiente de forma;

$U_{pR}$  - velocidad calculada por la fórmula de Rittinger.

El coeficiente de forma  $\varphi$  utilizado en la fórmula de Rittinger oscila de 0,486 hasta 0,543 para tamaños de granos de 12,5 - 1,0 mm, para tamaños menores de 1,0 mm el criterio de Stokes da los mejores resultados.

### 3.2. Metodología para la realización de las investigaciones experimentales de las propiedades reológicas de las hidromezclas del mineral serpentinitico blando

Para la determinación de los valores críticos de concentración de la fase sólida, mediante la cual aparece las propiedades no newtonianas de las hidromezclas, se utilizó un viscosímetro rotatorio RV-8, en el laboratorio de hidrotransporte del Instituto Estatal de Minas de San Petersburgo cuyo esquema aparece representado en la Figura 3.3.

En el depósito 3 se encuentra el cilindro exterior 2 y dentro de éste, el cilindro interior 1, en el eje del cual se encuentra el tambor motriz 5 conectado con el cable 8 que sujeta los pesos 9.

El viscosímetro trabaja de la siguiente forma, en el depósito 3 se vierte agua para mantener la temperatura constante, en el cilindro exterior 2 se coloca la hidromezcla a investigar, con la ayuda de los pesos 9 se realiza la rotación del cilindro interior 1, variándose la dependencia entre la velocidad de rotación del cilindro y la masa de los pesos P, que después de elaborada posibilita obtener la curva reológica  $\tau = f'(\dot{\gamma})$ , donde  $\tau$  es la tensión cortante en la hidromezcla investigada,  $\dot{\gamma}$  es el gradiente de velocidad,  $du/dy$ .

El error de la medición considerando el efecto de circulación es considerado por el coeficiente de error en las condiciones

$$\tau_1/\tau_2 \leq \xi \tau_1,$$

donde:  $\tau_1$  - la tensión cortante en la hidromezcla investigada;

$\tau_2$  - la tensión cortante que surge en la hidromezcla como resultado de la circulación;

$\xi$  - coeficiente de error durante la medición del momento torsor,  $M_T$ .

$$\xi = \frac{\pi \cdot (P - P_0) \cdot R_i^2 \cdot (R_e - R_i)}{M_T}, \quad (3.11)$$

donde:  $R_e$  y  $R_i$  - radios correspondientes de los cilindros exterior e interior;

Antes de iniciar las investigaciones se realizó la calibración del viscosímetro con glicerina pura. Para esto, en el cilindro interior se vertió glicerina, fijando el peso del cuerpo  $P_0$ , necesario para compensar las fuerzas de fricción en los rodamientos. Con ayuda de los pesos P, se logró la rotación del cilindro interior determinándose el tiempo de desplazamiento de estos pesos en la zona de medición determinada.

Paralelamente se determinó la viscosidad cinemática de la glicerina en el viscosímetro capilar CANNON-FENSKE. Por una metodología estándar se determinó el tiempo de goteo a través del capilar y por la fórmula correspondiente, que aparece en el manual del viscosímetro, se determinó el valor del coeficiente de viscosidad cinemática  $\nu$ . Seguidamente se estableció la densidad de la glicerina  $\rho_{gl}$  con la ayuda de un picnómetro.

Se determinó la magnitud del coeficiente de viscosidad dinámica de la glicerina:

$$\mu = \nu \cdot \rho_{gl}$$

$$\eta = v \cdot \rho_{gl}$$

Se valoró el error del viscosímetro rotatorio RV.

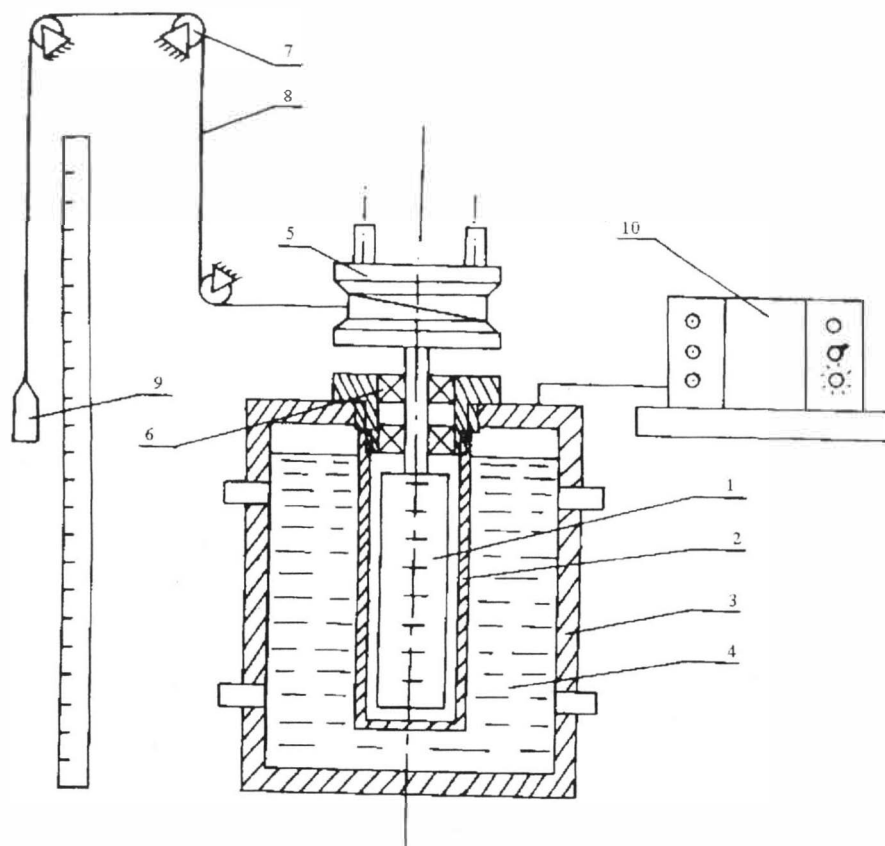


Figura 3.3: Esquema del viscosímetro rotatorio. 1. Cilindro interior; 2. Cilindro exterior; 3. Depósito; 4. Agua; 5. Tambor; 6. Rodillos; 7. Poleas; 8. Cable; 9. Pesos; 10. Termostato.

El contenido de las partículas sólidas en el volumen dado de la hidromezcla se calculó por la siguiente fórmula

$$S = \frac{m_s}{m_s + m_a}, \quad (3.13)$$

donde: S - concentración másica;

$m_s$  - masa del sólido, kg.;

$m_a$  - masa del agua, kg.

La concentración volumétrica se determina por las siguientes fórmulas

$$C_w = S \cdot \frac{\rho_P}{\rho_S} \quad \text{ó} \quad C_w = \frac{\rho_P - \rho_0}{\rho_S - \rho_0} \quad (3.14)$$

donde:  $\rho_s$  - densidad del sólido, kg./m<sup>3</sup>;

$\rho_0$  - densidad del agua, kg./m<sup>3</sup>;

$\rho_P$  - densidad de la pulpa, kg./m<sup>3</sup>.

La densidad calculada de la pulpa se determinó por la fórmula

$$\rho_P = \frac{\rho_S}{\rho_S - S \cdot (\rho_S - 1)} \quad (3.15)$$

Los experimentos en la instalación se cumplieron de la siguiente manera:

- ◆ Se realizaron los cálculos de las concentraciones volumétricas y másica según las fórmulas (3.13), (3.14), (3.15);
- ◆ Según los datos calculados de  $m_s$  y  $S$  se prepararon las pulpas (hidromezcla);
- ◆ La pulpa con la concentración de sólido dada se introdujo en el cilindro 2;
- ◆ Se midió la temperatura de la pulpa;
- ◆ Se determinaron los parámetros reológicos de la pulpa;
- ◆ Se variaron las masas del peso  $P$  con la frecuencia de 1 gr. y se determinaron los tiempos de 9 rotaciones del cilindro interior, realizándose 3 - 4 mediciones en cada peso para obtener la confiabilidad requerida;
- ◆ Se determinaron las tensiones cortantes por la fórmula

$$\tau = \frac{\Delta P \cdot R_t \cdot 10^4}{2 \cdot \pi \cdot R_i^2 \cdot h_i}, \quad \text{Pa} \quad (3.16)$$

donde:  $\tau$  - tensión cortante;

$R_t = (0,3 - 0,25)$  m - radio del tambor;

$h_i = 0,140$  m - altura del cilindro interior;

$\Delta P = (P - P_0)$ , gr.

Conociendo los valores constantes



$$\tau = 1,06 \Delta P, \quad \text{Pa}$$

Se calculó el gradiente de velocidad según la distancia promedio entre los tambores por la fórmula

$$\dot{\gamma} = \frac{2 \cdot \pi \cdot R_i \cdot n}{R_e - R_i} \quad (3.17)$$

donde:  $n = \frac{a}{t}$  - número de revoluciones del cilindro interior;

$R_e = 0,018 \text{ m}$  - radio del cilindro exterior;

$R_i = 0,00225 \text{ m}$  - radio del cilindro interior,

obteniéndose finalmente

$$\dot{\gamma} = 25,12 \cdot n$$

### 3.3. Resultados de la elaboración de los datos experimentales de las propiedades reológicas de la pulpa serpentinitica blanda

En la Figura 3.4 están representada las curvas reológicas del mineral serpentinitico blando para las concentraciones de 30 - 50 %. Estas curvas se describen según el modelo Shvedov - Bingham

$$\tau = \tau_0 + \eta_P \cdot \dot{\gamma}, \quad (3.18)$$

donde:  $\tau$  - tensión cortante, Pa;

$\tau_0$  - tensión cortante inicial, Pa;

$\eta_P$  - viscosidad estructural de la pulpa, Pa s;

$\dot{\gamma}$  - gradiente de velocidad,  $s^{-1}$ .

El análisis de la expresión  $\tau = f(\dot{\gamma})$  muestra que las pulpas con concentraciones hasta 40 % (Figura 3.4) por su movimiento (por la holgura entre los cilindros) en el viscosímetro, manifiesta sus propiedades como líquido newtoniano. Comenzando desde la concentración  $S = 40 \%$ , el carácter del movimiento de la hidromezcla varía. Para iniciar el movimiento de la pulpa se necesita una tensión cortante inicial que caracteriza los líquidos no newtonianos.

Las investigaciones de los parámetros reológicos de las pulpas con concentraciones superiores a 40 % se realizaron de la siguiente manera:

La viscosidad estructural del líquido no newtoniano se determinó como la tangente del ángulo de inclinación directamente proporcional a  $\tau = f(\dot{\gamma})$  para las hidromezclas de determinadas concentraciones respecto al eje de las abscisas.

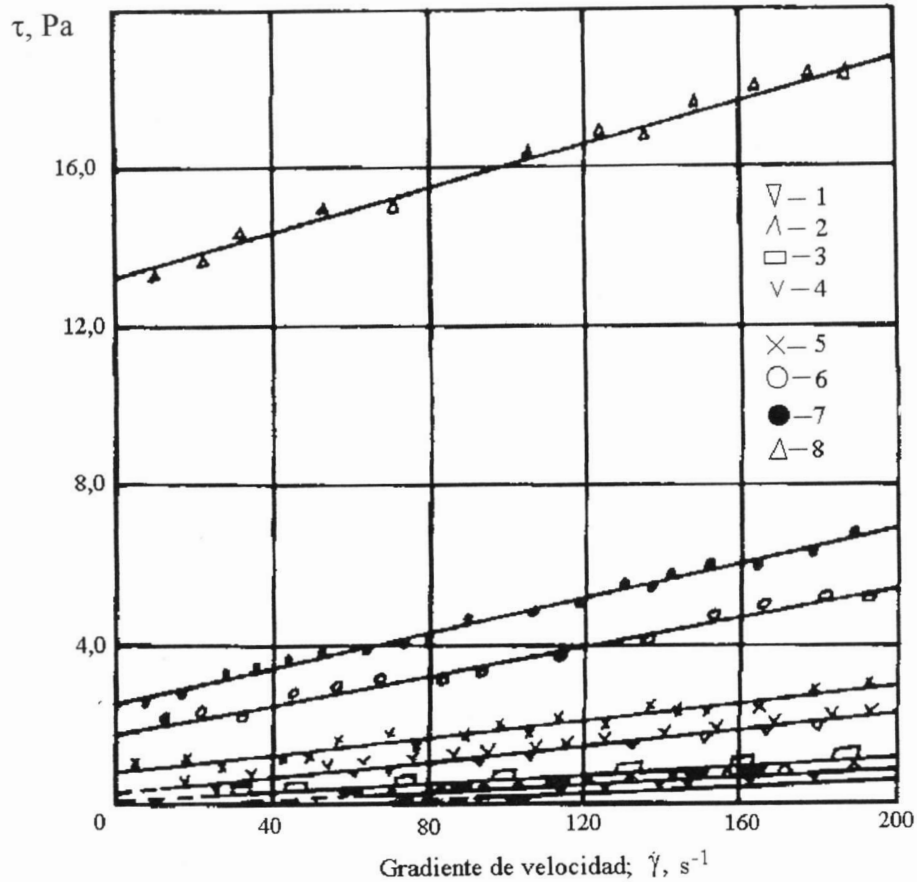


Figura 3.4. Dependencia de curvas de flujo experimentales de las hidromezclas de mineral serpentinitico blando a diferentes concentraciones máscas: 1 - 30 %; 2 - 35 %; 3 - 40 %; 4 - 43 %; 5 - 45 %; 6 - 48 %; 7 - 48,5 %; 8 - 50 %.

El análisis de la relación  $\eta = f(S)$  demuestra que a partir de alguna concentración crítica ocurre el surgimiento de zonas de elevada viscosidad.

La elaboración de los datos para obtener la ecuación de  $\eta = f(S)$  se realizó por el método de análisis regresivo, partiendo del modelo no lineal

$$\eta = \eta_0 \cdot e^{K \cdot S}, \quad (3.19)$$

por ello para la valoración de sus parámetros, se utilizó el método de regresión lineal. Con este objetivo se transformaron en expresiones logarítmicas en ambas partes de la ecuación, obteniéndose

$$\ln \eta = \ln \eta_0 + K \cdot S$$

denominando los componentes  $y = \ln \eta$ ;  $\beta_0 = \ln \eta_0$ ;  $\beta_1 = K$ ;  $x = S$

se obtiene el modelo

$$y = \beta_0 + \beta_1 \cdot X_i + \varepsilon, \quad (3.20)$$

donde:  $\beta_0, \beta_1$  - parámetros del modelo;

$\varepsilon$  - error del experimento.

Tabla 3.3: Parámetros del modelo lineal.

| No. | $y_i = \ln \eta$ | $\sum y_i$ | $x_i = S$ | $\sum x_i$ | $x_i^2$ | $\sum x_i^2$ | $x_i y_i$ | $(\sum x_i)^2$ | $\sum x_i y_i$ |
|-----|------------------|------------|-----------|------------|---------|--------------|-----------|----------------|----------------|
| 1   | - 2,1892         |            | 0,43      |            | 0,1849  |              | - 0,9413  |                |                |
| 2   | - 2,0923         | - 7,1032   | 0,45      | 1,845      | 0,2025  | 0,8530       | - 0,9415  |                |                |
| 3   | - 1,5380         |            | 0,48      |            | 0,2304  |              | - 0,7382  | 3,404          | - 3,2435       |
| 4   | - 1,2837         |            | 0,485     |            | 0,2352  |              | - 0,6225  |                |                |

El modelo lineal se expresa de la forma

$$\hat{y}_0 = b_0 + b_1 \cdot X_1 \quad (3.21)$$

donde:  $\hat{y}$  - valor predeterminado de  $\ln \eta$  para los factores  $X$ ;  $b_0$ ;

$b_1$  - valor de los parámetros del modelo.

Para la determinación de los coeficientes  $b_i$  se elabora el sistema de ecuaciones normales

$$b_0 \cdot \eta + b_1 \cdot \sum_{i=1}^n X_i = \sum_{i=1}^n Y_i, \quad (3.22)$$

$$b_0 \sum_{i=1}^n x_{1i} + b_1 \sum_{i=1}^n x_i^2 = \sum_{i=1}^n x_i y_i$$

La solución del sistema de ecuaciones proporcionó los valores de los coeficientes

$$b_0 = - 9,34; \quad b_1 = 16,4$$

Entonces, reelaborando por el método de los mínimos cuadrados, la ecuación toma la forma

$$\hat{y} = -9,34 + 16,4x_i \quad (3.23)$$

La valoración de las magnitudes de la ecuación seleccionada se realiza por el criterio de Fisher (F), para esto se calcularon los valores de los residuos, Tabla 3.4.

Tabla 3.4: Valores de los residuos.

| $y_i = \ln \eta_i$  | $\hat{y}_i = \ln \eta$ | $\varepsilon = (y_i - \hat{y}_i)$ |
|---|------------------------|-----------------------------------|
| - 2,1892  | <b>22,288</b>          | <b>0,0988</b>                     |
| - 2,0923  | <b>- 1,960</b>         | <b>- 0,1323</b>                   |
| - 1,5380  | <b>- 1,468</b>         | <b>- 0,07</b>                     |
| - 1,2833  | <b>- 1,386</b>         | <b>0,1023</b>                     |
| $\sum_{i=1}^n \varepsilon = \sum_{i=1}^n y_i - \hat{y}_i = 0,0$ |                        |                                   |

La suma de los residuos, es decir, la suma de todos los puntos que no superan la línea de regresión es igual a cero. El análisis de dispersión se muestra en la Tabla 3.5.

Tabla 3.5: Análisis de dispersión de la ecuación de regresión.

| Fuente de dispersión  | Grado de libertad | Suma de los cuadrados | Media cuadrática | Criterio de Fisher (F) |
|---|-------------------|-----------------------|------------------|------------------------|
| Corrección general<br>$\sum y_i^2 - \frac{(\sum y_i)^2}{n}$ | <b>3</b>          | <b>0,5696</b>         |                  |                        |
| Regresión ( $b_1$ )   | <b>1</b>          | <b>0,5379</b>         | <b>0,5379</b>    | <b>25,229</b>          |
| Residuos  | <b>2</b>          | <b>0,04263</b>        | <b>0,02132</b>   |                        |

Comprobación de los valores

$$F = \frac{M \cdot S\{b_1\}}{S^2} = \frac{0,5379}{0,02132} = 25,229$$

El valor del criterio de Fisher, cuando el por ciento de seguridad es 0,95 y el grado de libertad es de 1 a 2 superior al criterio F tabulado,  $F_{\text{tabla}}(1,2; 0,95) = 18,5$ ; es decir  $25,229 > 18,5$ . Por

lo tanto la hipótesis sobre la ecuación no lineal (3.23) se aleja. El coeficiente de correlación será igual

$$R^2 = \frac{\left\{ \sum x_i \cdot y_i - \left( \sum x_i \right) \left( \sum y_i \right) / n \right\}^2}{\left\{ \sum x_i^2 - \left( \sum x_i \right)^2 / n \right\} \left\{ \sum y_i^2 - \left( \sum y_i \right)^2 / n \right\}} = 0,9443$$

De esta forma, con la ayuda del método de los mínimos cuadrados obtenemos la ecuación de regresión

$$\ln \eta = -9,34 + 16,4 \cdot S,$$

la cual para valores reales de parámetros y factores, se representa de la forma

$$\eta = e^{-9,34} \cdot e^{16,4 \cdot S} = 8,78 \cdot 10^{-5} \cdot e^{16,4 \cdot S} \quad (3.24)$$

La curva teórica de la dependencia  $\eta = f(S)$  se representa en la Figura 3.5.

En la Tabla 3.6 se muestran los resultados de la elaboración de los datos experimentales de la pulpa del mineral serpentínico blando.

Tabla 3.6: Resultado de la elaboración de los datos experimentales de la pulpa del mineral serpentínico blando.

| Concentración másica, S | Ecuación de regresión                    |
|-------------------------|--|
| 0,35                    | $\tau = 0,113 \cdot \dot{\gamma}$        |
| 0,40                    | $\tau = 0,1 + 0,121 \cdot \dot{\gamma}$  |
| 0,45                    | $\tau = 0,43 + 0,147 \cdot \dot{\gamma}$ |
| 0,48                    | $\tau = 3 + 0,165 \cdot \dot{\gamma}$    |

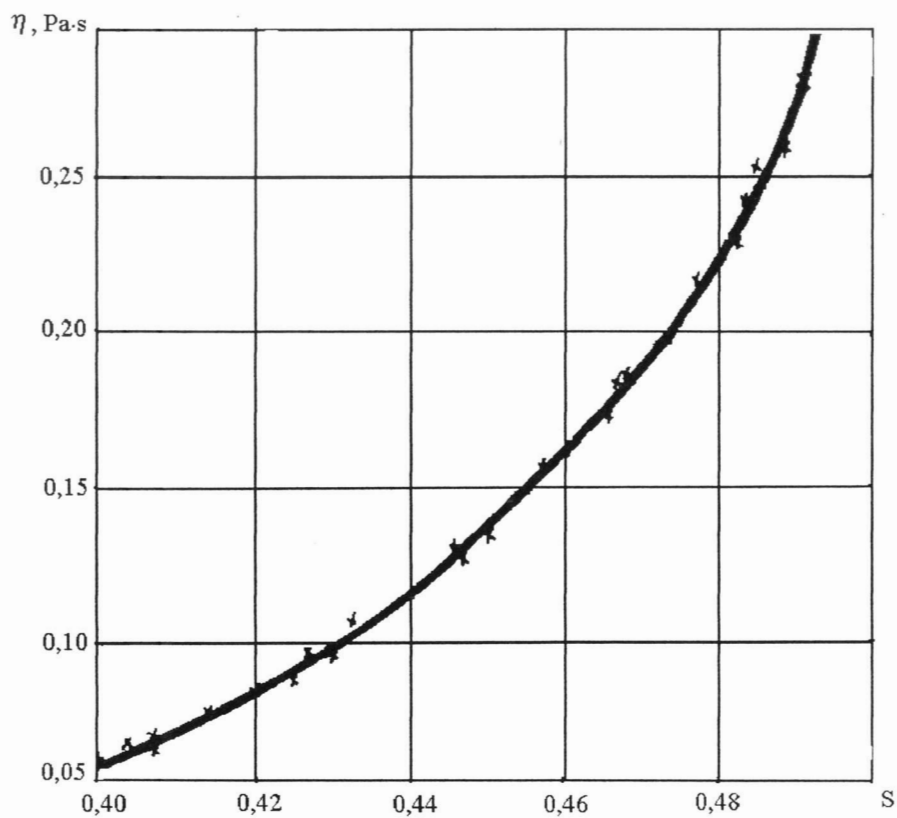


Figura 3.5. Curva de la dependencia de la viscosidad con las concentraciones. Curva experimental de la hidromezcla del mineral serpentinitico blando.

#### 3.4. Argumentación de los parámetros de la instalación a escala semi - industrial, teniendo en cuenta los criterios de semejanza hidráulica

Para la argumentación de la selección de los parámetros constructivos de la instalación, se consideraron los criterios de semejanza y la teoría adimensional, [68, 69]

Como líquido de modelo se tomó el agua, con la misma densidad y viscosidad que existe en las condiciones industriales. Por eso, los coeficientes de conversión de la densidad ( $\rho$ ), de la viscosidad ( $\nu$ ) y de la aceleración de la gravedad ( $g$ ), son iguales a uno (1).

Para obtener la semejanza del proceso de modelación de la transportación al proceso industrial, se deben de cumplir las siguientes condiciones:

- Semejanza geométrica del proceso en el modelo;
- Semejanza cinética (semejanza de las condiciones iniciales e intermedias);
- Semejanza dinámica (semejanza de los fenómenos básicos que participan en el proceso industrial de la hidrotransportación).

La semejanza geométrica existe, si los parámetros lineales que caracterizan el modelo y el industrial, tienen la correlación constante, o sea cuando tengan la misma configuración

$$k_L = \frac{L_I}{L_M} = \text{constante}$$

donde:  $L_I$  y  $L_M$  - son los parámetros que caracterizan al modelo y al industrial respectivamente;

$k_L$  - es el coeficiente de conversión lineal.

La transportación de las partículas sólidas se efectúa mediante el régimen turbulento del movimiento del flujo, por eso en el modelo, el flujo del líquido debe ser turbulento; para la simulación del flujo turbulento la conversión admisible del modelo puede determinarse, según la fórmula [70]

$$k_{\min} = (30 \div 50) \cdot \sqrt[3]{U_I^2 \cdot R_I^2}, \quad (3.25)$$

donde:  $U_I$ - es la velocidad del flujo en las condiciones industriales, (m/s);

$R_I$ - es el radio hidráulico en las condiciones industriales, (m).

La hidrotransportación en las condiciones industriales, se realiza por tuberías de diámetro 100 a 1200 mm y con una velocidad mayor que la velocidad crítica, es decir, la velocidad tiene los límites de 1,0 - 4,0 m/s, en dependencia del diámetro de la tubería y de las características de la pulpa.

El cálculo realizado para la conversión mínima admisible, según la ecuación (3.25), reflejó que el coeficiente  $k_{\min}$ , varía desde 4 a 50.

En la Figura 3.6 están representados los resultados del diámetro mínimo admisible, según el standard, no menor de 26,5 mm.

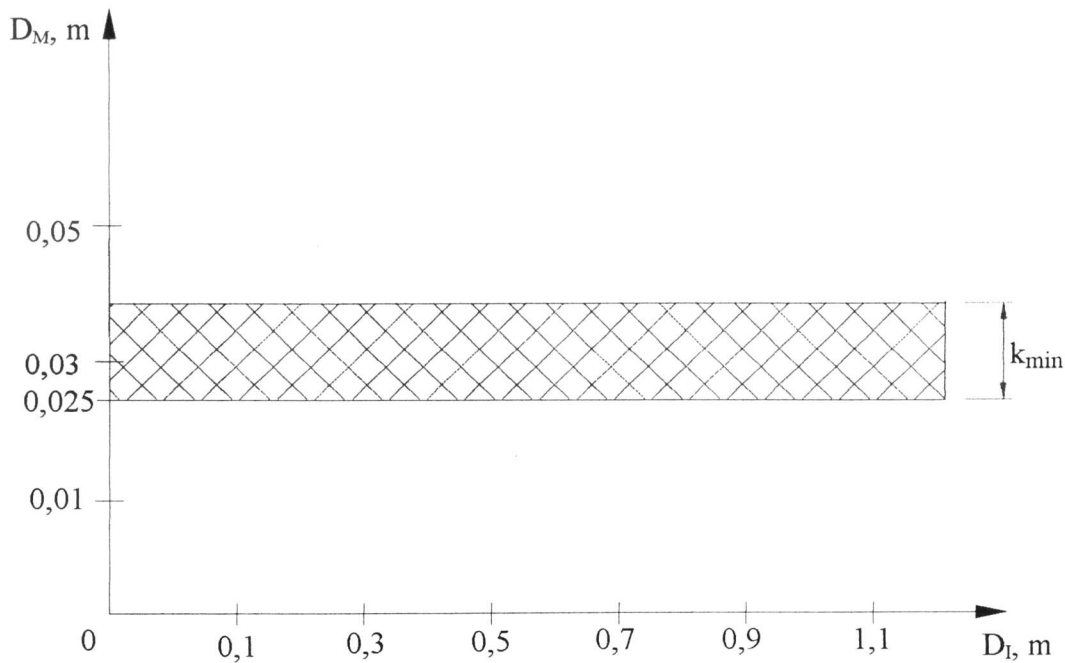


Figura 3.6. Diámetro mínimo del conducto experimental.

Si la velocidad mínima del flujo  $U = 1,0$  m/s, el criterio de Reynolds en este caso será  $Re > 3500$  demostrándose así que el flujo se mueve en régimen turbulento.

Para que se cumplan las condiciones de semejanza cinemática entre el modelo y la tubería industrial, es necesario garantizar que se cumpla la relación

$$k_U = \frac{U_I}{U_M},$$

donde:  $k_U$  - escala de velocidad;

$U_I$  - velocidad del flujo en la tubería industrial;

$U_M$  - velocidad del flujo en la tubería del modelo.

La mayor influencia en las pérdidas específicas de presión ( $i$ ) para el movimiento del flujo por tubería lo tiene el coeficiente de resistencia hidráulica. El valor de este coeficiente depende básicamente de: la velocidad del flujo ( $U$ ); el diámetro de la tubería ( $D$ ); la densidad del líquido ( $\rho$ ); el coeficiente de viscosidad cinemático ( $\nu$ ); la aceleración de la gravedad ( $g$ ), o sea

$$i = f(U, D, \rho, \nu, g) \quad (3.26)$$

Las dimensiones de estas magnitudes están representadas en la Tabla 3.7:



Tabla 3.7: Dimensiones de las magnitudes básicas del flujo.

| Magnitud                   | Símbolo | Unidades          | Dimensiones                        |
|----------------------------|---------|-------------------|------------------------------------|
| Velocidad                  | U       | m/s               | [L][T] <sup>-1</sup>               |
| Diámetro                   | D       | m                 | [L]                                |
| Densidad                   | ρ       | kg/m <sup>3</sup> | [M][L] <sup>-3</sup>               |
| Viscosidad cinemática      | ν       | m <sup>2</sup> /s | [L] <sup>2</sup> [T] <sup>-1</sup> |
| Aceleración de la gravedad | g       | m/s <sup>2</sup>  | [L][T] <sup>-2</sup>               |

Para encontrar las condiciones de semejanza dinámica, partimos del criterio de semejanza de estos parámetros, con la ayuda del análisis dimensional. Como magnitudes básicas tomamos a: U, D y ρ; representando las dimensiones de cada una, del siguiente modo

$$U = [M]^0[L][T]^{-1}$$

$$D = [M]^0[L][T]^0$$

$$\rho = [M][L]^{-3}[T]^0$$

Para la verificación de la independencia de estas magnitudes, calculamos la determinante del sistema

$$\Delta = \begin{vmatrix} 0 & 1 & -1 \\ 0 & 1 & 0 \\ 1 & -3 & 0 \end{vmatrix} = 1 \neq 0,$$

de donde se deduce, que las unidades básicas están elegidas correctamente.

La función (3.26), se debe representar como la relación entre los diferentes grupos dimensionales, tales como

$$\frac{i}{U^{\alpha_1} \cdot D^{\beta_1} \cdot \rho^{\gamma_1}} = f \left( \frac{U}{U^{\alpha_2} \cdot D^{\beta_2} \cdot \rho^{\gamma_2}}; \frac{D}{U^{\alpha_3} \cdot D^{\beta_3} \cdot \rho^{\gamma_3}}; \frac{\rho}{U^{\alpha_4} \cdot D^{\beta_4} \cdot \rho^{\gamma_4}}; \frac{\nu}{U^{\alpha_5} \cdot D^{\beta_5} \cdot \rho^{\gamma_5}}; \frac{g}{U^{\alpha_6} \cdot D^{\beta_6} \cdot \rho^{\gamma_6}} \right)$$

Las magnitudes de  $(\alpha_i, \beta_i, \gamma_i)$ , se determinaron tomando en cuenta, que todos estos grupos son adimensionales (3.27); de aquí que

$$\text{I.- } \frac{[i]}{[U]^{\alpha_1} \cdot [D]^{\beta_1} \cdot [\rho]^{\gamma_1}} = [M]^{-\gamma_1} \cdot [L]^{-3\gamma_1 - \alpha_1 - \beta_1} \cdot [T]^{\alpha_1} = 1$$

$$\text{donde: } \gamma_1 = 0; \quad \alpha_1 = 0; \quad \beta_1 = -1$$

$$\text{II.- } \frac{[U]}{[U]^{\alpha_2} \cdot [D]^{\beta_2} \cdot [\rho]^{\gamma_2}} = \frac{([L] \cdot [T]^{-1})}{[L]^{\alpha_2} \cdot [T]^{-\alpha_2} \cdot [L]^{\beta_2} \cdot ([M] \cdot [L]^{-3})^{\gamma_2}} =$$

$$= [M]^{-\gamma_2} \cdot [L]^{1 - \alpha_2 - \beta_2 + 3\gamma_2} \cdot [T]^{-1 + \alpha_2} = 1$$

$$\text{donde: } \gamma_2 = 0; \quad \alpha_2 = 1; \quad \beta_2 = 0$$

$$\text{III.- } \frac{[D]}{[U]^{\alpha_3} \cdot [D]^{\beta_3} \cdot [\rho]^{\gamma_3}} = \frac{[L]}{([L] \cdot [T]^{-1})^{\alpha_3} \cdot [L]^{\beta_3} \cdot ([M] \cdot [L]^{-3})^{\gamma_3}} =$$

$$= [M]^{-\gamma_3} \cdot [L]^{1 - \alpha_3 - \beta_3 + 3\gamma_3} \cdot [T]^{\alpha_3} = 1$$

$$\text{donde: } \gamma_3 = 0; \quad \alpha_3 = 0; \quad \beta_3 = 1$$

$$\text{IV.- } \frac{[\rho\rho]}{[U]^{\alpha_4} \cdot [D]^{\beta_4} \cdot [\rho]^{\gamma_4}} = \frac{[M] \cdot [L]^{-3}}{([L] \cdot [T]^{-1})^{\alpha_4} \cdot [L]^{\beta_4} \cdot ([M] \cdot [L]^{-3})^{\gamma_4}} =$$

$$= [M]^{1 - \gamma_4} \cdot [L]^{-3 - \alpha_4 - \beta_4 + 3\gamma_4} \cdot [T]^{\alpha_4} = 1$$

$$\text{donde: } \gamma_4 = 1; \quad \alpha_4 = 0; \quad \beta_4 = 0$$

$$\text{V.- } \frac{[vv]}{[U]^{\alpha_5} \cdot [D]^{\beta_5} \cdot [\rho]^{\gamma_5}} = \frac{[L]^2 \cdot [T]^{-1}}{([L] \cdot [T]^{-1})^{\alpha_5} \cdot [L]^{\beta_5} \cdot ([M] \cdot [L]^{-3})^{\gamma_5}} =$$

$$= [M]^{-\gamma_5} \cdot [L]^{2 - \alpha_5 - \beta_5 + 3\gamma_5} \cdot [T]^{-1 + \alpha_5} = 1$$

$$\text{donde: } \gamma_5 = 0; \quad \alpha_5 = 1; \quad \beta_5 = 1$$

$$\text{VI.- } \frac{[g]}{[U]^{\alpha_6} \cdot [D]^{\beta_6} \cdot [\rho]^{\gamma_6}} = \frac{[L] \cdot [T]^{-2}}{([L] \cdot [T]^{-1})^{\alpha_6} \cdot [L]^{\beta_6} \cdot ([M] \cdot [L]^{-3})^{\gamma_6}} =$$

$$= [M]^{-\gamma_6} \cdot [L]^{1 - \alpha_6 - \beta_6 + 3\gamma_6} \cdot [T]^{-2 + \alpha_6} = 1$$

$$\text{donde: } \gamma_6 = 0; \quad \alpha_6 = 2; \quad \beta_6 = -1$$

De tal modo, la fórmula (3.26) se puede representar de la forma

$$i = \frac{1}{D} f\left(1; 1; 1; \frac{v}{U \cdot D}; \frac{g \cdot D}{U^2}\right) = \frac{1}{D} f(\pi_2; \pi_3)$$

El criterio:  $\pi'_2 = \frac{1}{\pi_2} = \frac{U \cdot D}{v}$  - número de Reynolds; y

$$\pi'_3 = \frac{1}{\pi_3} = \frac{U^2}{g \cdot D} \text{ - criterio de Froude; entonces; si}$$

$$(\pi'_2)_M = (\pi'_2)_I \quad \text{y} \quad (\pi'_3)_M = (\pi'_3)_I$$

en este caso; el proceso del modelo y el industrial son semejantes. Para garantizar las condiciones de la modelación, es necesario obtener, los siguientes coeficientes de conversión.

#### 1. Coeficiente de conversión de las velocidades

$$\frac{U_I}{U_M} = \sqrt{\frac{D_I}{D_M}} = k_L^{1/2}$$

#### 2. Coeficiente de conversión del caudal

$$\frac{Q_I}{Q_M} = \frac{U_I \cdot w_I}{U_M \cdot w_M} = \sqrt{k_L} \cdot k_L^2$$

donde:  $w_I$  y  $w_M$  - área de la tubería industrial y del modelo.

De tal manera, la velocidad mínima del flujo en el modelo, varía en los siguientes límites (en correspondencia con  $k_{\min}$ )

$$U_{M(\min)} = (0,5 - 0,64), \text{ m/s}$$

### 3.5. Metodología para la realización de las investigaciones experimentales en la instalación a escala semi - industrial

La investigación de los parámetros del hidrot transporte de las serpentinitas se realizó en una instalación a escala semi - industrial, construida en el Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa. Esta es la primera instalación experimental para el transporte hidráulico de pulpas de minerales en la República de Cuba.

La instalación (Figura 3.7) trabaja por un circuito cerrado de tuberías de diámetros 50(7); 100(8) y 150(9) mm. La extensión del anillo es de 55 m (Figura 3.8 y 3.9). El sistema está

equipado con válvula de compuerta en la tubería de alimentación y está conectada a través de dos bombas centrífugas para arena (3) y (4). La capacidad de estas bombas con agua es igual a 160 y 60 m<sup>3</sup>/h; desarrollando una presión de 40 y 15 m de columna de agua respectivamente.

La regulación del caudal de la bomba se realizó con ayuda de una válvula de compuerta que se encuentra en la tubería de alimentación. El llenado del sistema con agua se garantizó a través del circuito conductor. La carga de sólido se efectuó directamente en el tanque receptor - regulador.

La medición de la velocidad media del flujo se realizó con un flujómetro electromagnético NP-11 (17), para su calibración se utilizó el método del peso volumétrico con ayuda de un tanque graduado (1), instalado al final de circuito de tubería en serie con el colector de alimentación (2). Además del flujómetro para la medición del flujo de la pulpa se utilizó el tubo Venturi (6).

El caudal de la pulpa se determinó con la ayuda del tubo Venturi por la fórmula

$$Q = A \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \Delta P}{\rho_0}}, \quad (3.28)$$

donde:  $\Delta P$  - caída de presión a través del tubo Venturi;  $\rho_0$  - densidad del agua; A - constante de calibración del tubo Venturi, la cual se determina por la fórmula (3.29) y se comprobó durante la calibración utilizando el método de la masa volumétrica con la ayuda de un tanque graduado. (Tabla 3.6).

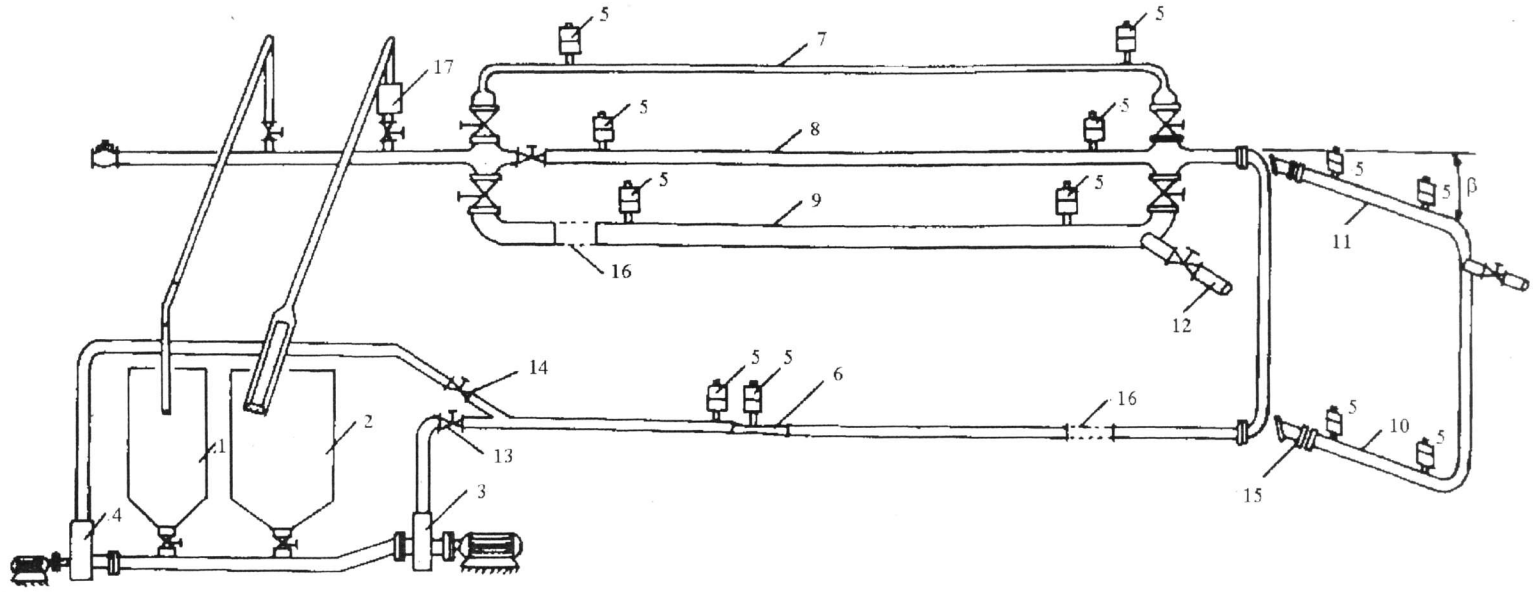


Figura 3.7. Esquema de la instalación semi industrial de hidrotransporte.

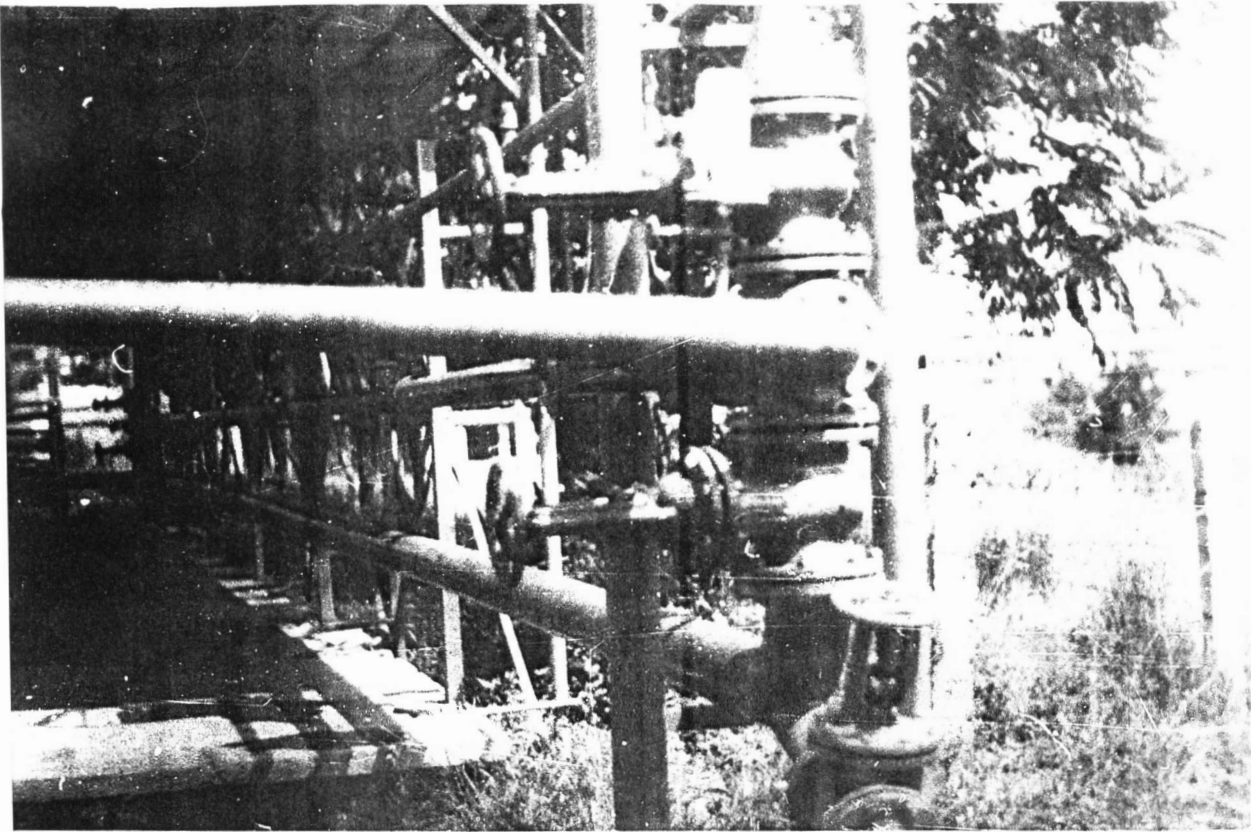


Figura 3.8. Instalación de hidrotransporte a escala semi industrial.

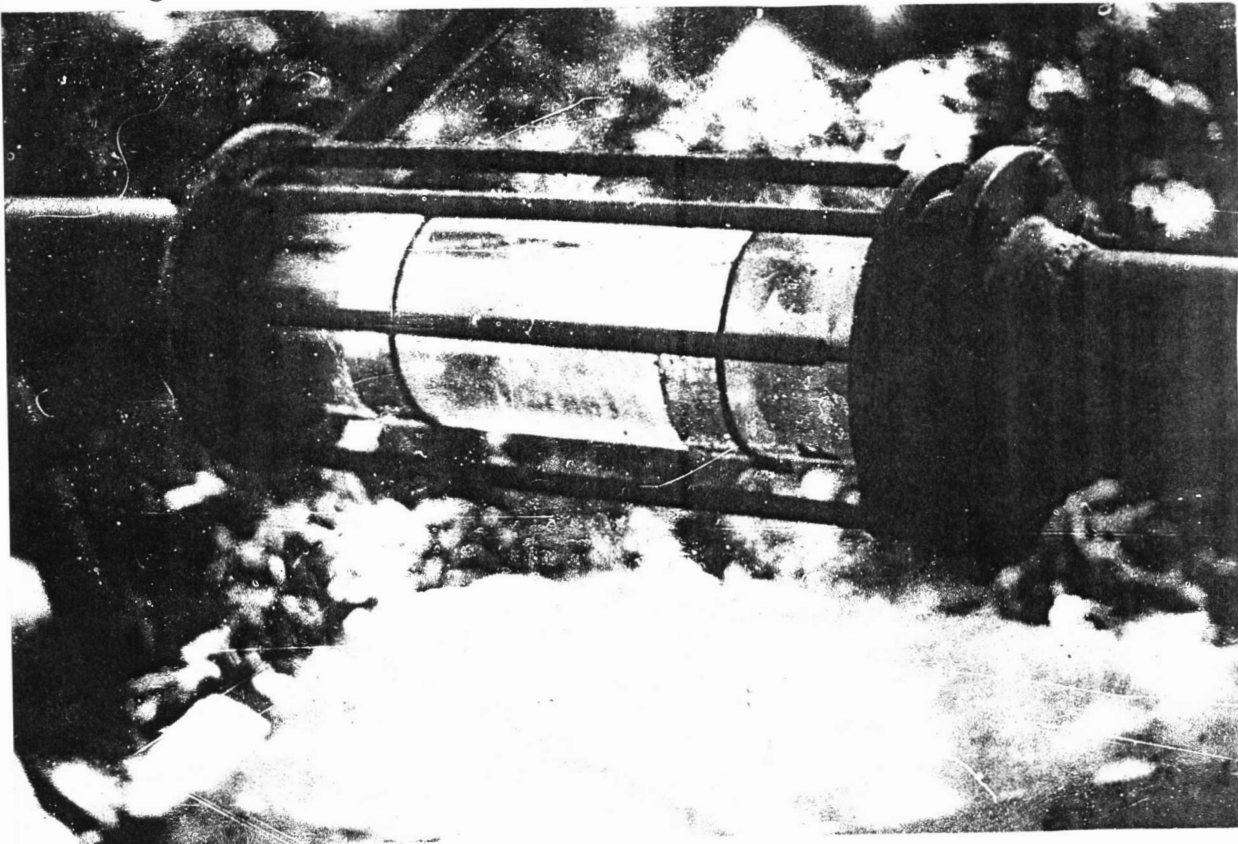


Figura 3.9. Ventanas de cristal en las tuberías de diámetros 100 y 150 mm en la instalación de hidrotransporte semi industrial.

La constante de calibración del Venturi se calcula por

$$A = \varepsilon \cdot \sqrt{\frac{w_2^2}{1 - \left(\frac{w_2}{w_1}\right)^2}}, \quad (3.29)$$

donde:  $\varepsilon$  - coeficiente de gasto del equipo ( $\varepsilon = 0,93 - 0,96$ );

$w_1$  y  $w_2$  - áreas correspondientes a las secciones pequeñas y grandes del tubo Venturi.

El tiempo de llenado del tanque calibrado se midió con un cronómetro con precisión de 0,1 s. El error máximo durante la determinación del caudal no superó 1,5 %, la temperatura del agua y de la pulpa en el colector se midió con un termómetro de laboratorio TL-4 con un valor en cada división de la escala de 0,1° C.

La curva calibrada del tubo Venturi se refleja en la Figura 3.10.

Las pérdidas de presión en las zonas investigadas se midieron con manómetros diferenciales de mercurio. Las tomas de presión se realizaron en dos puntos, los cuales se encontraron del accesorio más cercano a la distancia de 75  $D_i$  (diámetro interior de la tubería  $D_i$ ).

Durante el trabajo con la pulpa, las mediciones se realizaron a través de separadores especiales (5), para proteger los manómetros diferenciales de la entrada de las partículas sólidas.

Las pérdidas específicas de presión se determinaron por la fórmula [77, 78]

$$i = \frac{\Delta P \cdot (\rho_M - \rho_0)}{1000 \cdot \ell \cdot \rho_0}, \quad (3.30)$$

donde:  $\Delta P$  - pérdida de presión, que actúa sobre los manómetros diferenciales;

$$\Delta P = \frac{\Delta P_{\max} - \Delta P_{\min}}{2} \pm \Delta h \cdot (\rho_M - \rho_0) \cdot g, \quad (3.31)$$

$\Delta P_{\max}$  y  $\Delta P_{\min}$  - amplitudes máxima y mínima de las oscilaciones de los manómetros diferenciales;

$\ell$  - distancia entre los puntos de toma, m;

$\rho_M$  - densidad del líquido manométrico (mercurio)  $\text{kg./m}^3$ ;

$\Delta h$  - diferencia de altura del líquido manométrico, m.

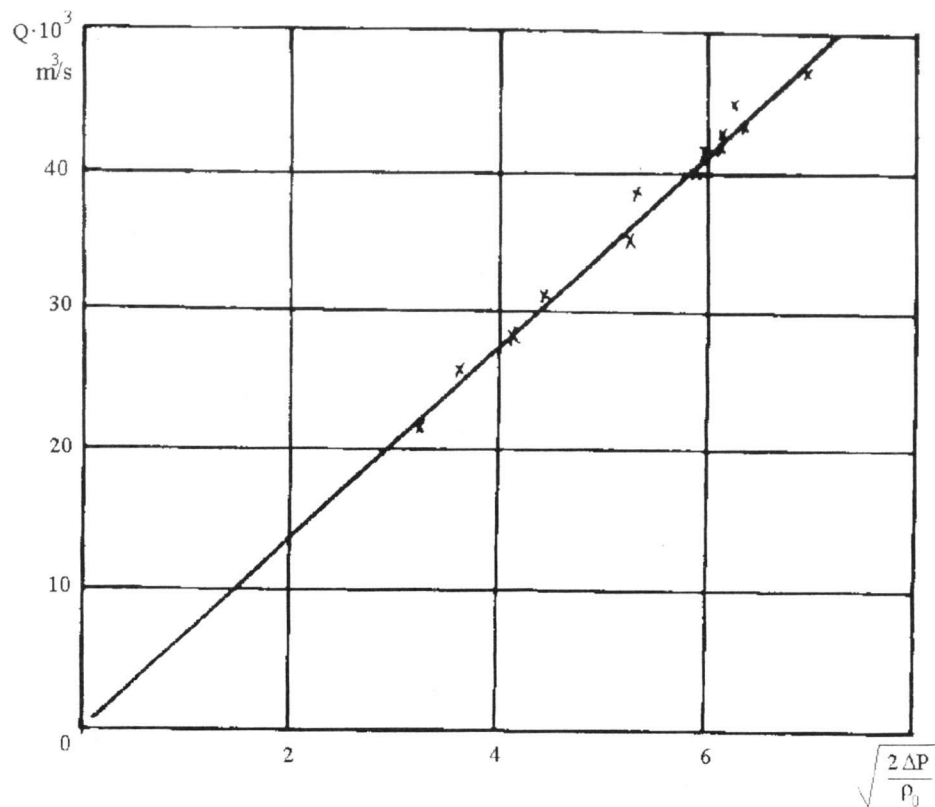


Figura 3.10. Curva de calibración del Venturi.

La concentración volumétrica de la pulpa se determinó por el método de la masa volumétrica considerando el área del tanque y los pesos técnicos

$$C_w = \frac{V_s}{V_s + V}, \quad (3.32)$$

donde:  $V_s$  - volumen del sólido vertido en el sistema,  $m^3$ ;

$V$  - volumen del agua en el sistema,  $m^3$ .

El valor de las divisiones de la escala de peso - 0,05 kg. Por los datos de éstas mediciones el error relativo durante la determinación de la concentración no superó el 1 %.



Tabla 3.8: Datos de la calibración del tubo Venturi.

| No. | $\Delta P$ | $\sqrt{\frac{2 \cdot \Delta P}{\rho_0}}$ | Q (m/s) | $Q \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \Delta P}{\rho_0}}$ | $\frac{2 \cdot \Delta P}{\rho_0}$ |
|-----|------------|--|---------|--|-----------------------------------|
| 1   | 24822      | 7,041                                    | 0,0476  | 0,3351   | 49,644                            |
| 2   | 19278      | 6,209                                    | 0,0416  | 0,2582   | 38,556                            |
| 3   | 18522      | 6,086                                    | 0,0416  | 0,2531   | 37,044                            |
| 4   | 17262      | 5,875                                    | 0,0422  | 0,2479   | 34,524                            |
| 5   | 12222      | 4,944                                    | 0,0357  | 0,1765   | 24,444                            |
| 6   | 9576       | 4,376                                    | 0,0250  | 0,1094   | 19,152                            |
| 7   | 10332      | 4,545                                    | 0,0153  | 0,0695   | 20,664                            |
| 8   | 9450       | 4,347                                    | 0,0317  | 0,1377   | 18,90                             |
| 9   | 15624      | 5,589                                    | 0,0377  | 0,2107   | 31,248                            |
| 10  | 18270      | 6,044                                    | 0,0434  | 0,2623   | 36,54                             |
| 11  | 18900      | 6,148                                    | 0,040   | 0,2459   | 37,80                             |
| 12  | 19530      | 6,249                                    | 0,0461  | 0,2880   | 39,06                             |

$$A = 0,0066$$

La composición granulométrica del material utilizado aparece en las Figuras 2.1 y 3.11.

Para el estudio del proceso y carácter del movimiento de la pulpa fueron utilizados tramos de tuberías de cristal de 100 mm (16) y 150 mm (16).

La concentración de la pulpa periódicamente se controló a través de la toma de muestra con su posterior corrección.

La investigación de los parámetros de transportación del mineral serpentinitico blando se realizó durante la variación de la concentración másica desde 11,9 hasta 48,5 %, y para el mineral serpentinitico duro con una variación de 10 hasta 20 % de la concentración másica.

La concentración másica se determinó por la expresión (3.13). La concentración volumétrica se calculó por la fórmula (3.14).

La densidad de cálculo de la pulpa se determinó a partir de la expresión (3.15).

Además del tramo horizontal la instalación posee una zona de tubería de diámetro 100 mm, con ángulo de inclinación variable.

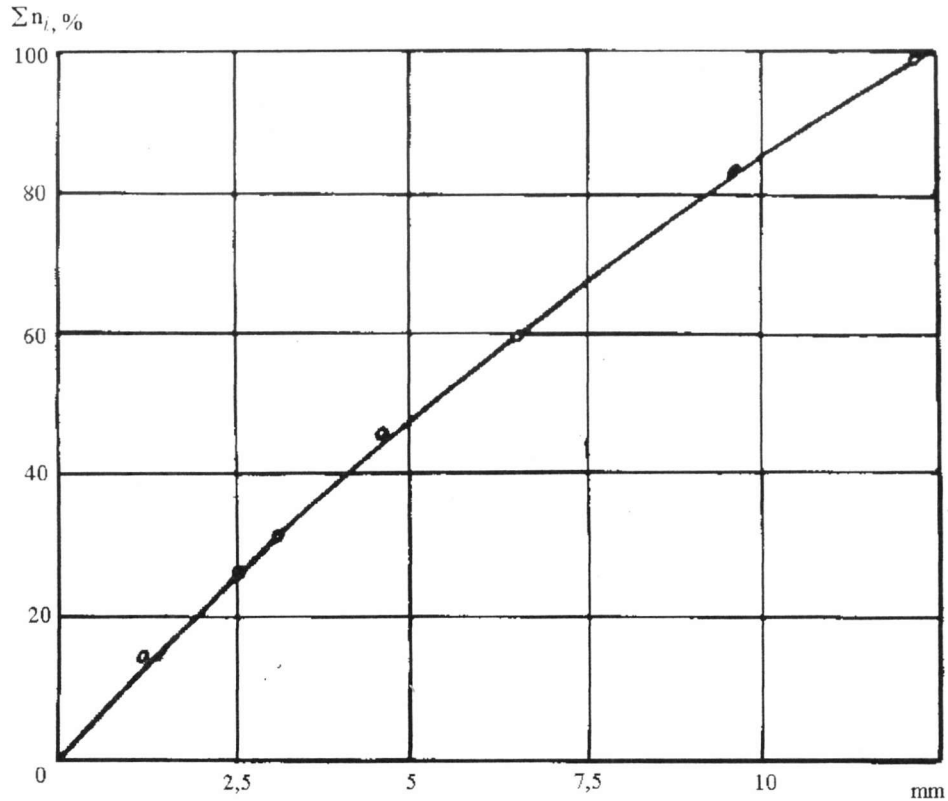


Figura 3.11. Composición granulométrica del mineral de serpentinita dura.

Para obtener datos confiables durante la investigación de la resistencia hidráulica en el movimiento de la pulpa serpentinitica por la tubería, fue necesario realizar una cantidad suficiente de observaciones. Teniendo en cuenta que el error medio cuadrático de los resultados de los experimentos no se conoce con antelación, entonces, es necesario valorarlo preliminarmente. En este sentido realizaron las mediciones para diferentes regímenes de movimiento de la pulpa.

El régimen de movimiento se determinó por el método siguiente. Es conocido que el caudal volumétrico igual a  $Q = U \cdot w$ ,  $m^3/s$ ; de aquí considerando la concentración y la capacidad de la bomba calculamos el régimen de movimiento de la pulpa [79, 80]. Tabla 3.9.

Con el objetivo de obtener datos confiables es necesario repetir varias veces los mismos experimentos y mediciones para la determinación con precisión del valor medio de la magnitud medida.

Como es conocido, el factor fundamental de la magnitud prevista de las resistencias hidráulicas, lo constituye la velocidad de movimiento del flujo.

Preliminarmente fueron realizados algunos experimentos. Para la determinación del número necesario de experimentos se utilizó la metodología establecida en [87].

Tabla 3.9: Regímenes calculados de movimiento de la pulpa en la instalación experimental.

| $\phi$ Tubería, m | Velocidad, m/s | Régimen             |                             |
|-------------------|----------------|---------------------|-----------------------------|
| 0,1               | 0 ÷ 2,0        | Régimen estructural | U < 2,0 m/s; S > 40 %       |
|                   | 2,0 ÷ 3,0      | Régimen transitorio | 2,0 < U < 3,0 m/s; S > 40 % |
|                   |                | Régimen turbulento  | U > 3,00 m/s; S > 40 %      |
|                   |                | Régimen turbulento  | S < 40 %                    |
| 0,15              | 0 ÷ 1,2        | Régimen estructural | S > 40 %                    |
|                   |                | Régimen turbulento  | S < 40 %                    |

Valor medio de las mediciones

$$U = \frac{\sum_{i=1}^n U_i}{n}, \quad (3.33)$$

Desviación media cuadrática

$$\sigma^2 = \frac{\sum_{i=1}^n (U_i - U)^2}{n - 1}, \quad (3.34)$$

Número de experimentos

$$N = \frac{t^2 \cdot \alpha(n) \cdot \sigma^2}{m^2}, \quad (3.35)$$

donde:  $t^2 \cdot \alpha(n)$  - coeficiente de t student,  $\alpha = 0,05$ ,  $t \approx 2$ ;

el error dado,  $m = 0,05$ .

Los resultados del cálculo de los indicadores de fiabilidad están reflejados en la Tabla 3.10.

Los datos de la Tabla 3.10 reflejan que la fiabilidad es satisfactoria, por eso fue suficiente realizar 3 mediciones en cada intervalo para garantizar una fiabilidad de 95 %.

**Tabla 3.10:** Valores de la desviación media cuadrática.

| No. medición | $U_i$ | $\bar{U}$ | $(U_i^2 - \bar{U})^2$ | $\sigma^2 = \frac{\sum_{i=1}^n (U_i - \bar{U})^2}{n - 1}$ |
|--------------|-------|-----------|-----------------------|---|
| 1            | 1,12  |           | 0,0883                |   |
| 2            | 1,34  |           | 0,0158                |   |
| 3            | 1,21  | 2,214     | 0,000016              | 0,0273  |
| 4            | 1,15  |           | 0,00409               |   |
| 5            | 1,25  |           | 0,00129               |   |
| 1            | 1,48  |           | 0,000784              |   |
| 2            | 1,52  |           | 0,000144              |   |
| 3            | 1,54  | 1,508     | 0,00102               | 0,000968  |
| 4            | 1,53  |           | 0,000484              |   |
| 5            | 1,47  |           | 0,00144               |   |
| 1            | 2,56  |           | 0,00144               |   |
| 2            | 2,63  |           | 0,01166               |   |
| 3            | 2,41  | 2,522     | 0,01254               | 0,0131  |
| 4            | 2,39  |           | 0,01742               |   |
| 5            | 2,62  |           | 0,009604              |   |
| 1            | 3,52  |           | 0,000036              |   |
| 2            | 3,48  |           | 0,001156              |   |
| 3            | 3,55  | 3,514     | 0,001296              | 0,00188   |
| 4            | 3,46  |           | 0,002916              |   |
| 5            | 3,56  |           | 0,002116              |   |

### 3.6. Resultados de la elaboración de los datos experimentales obtenidos en la instalación a escala semi-industrial

Los parámetros de hidrotransporte de la pulpa de serpentinita blanda se determinaron para las concentraciones máscas 12,4; 18,4; 43,8 y 48 % de sólido por la tubería con diámetro  $D=100\text{mm}$ , para las concentraciones máscas de sólido de 25, 30, 35, 40, 45 y 48 % en la tubería de diámetro  $D=150\text{ mm}$ .

Los datos experimentales fueron elaborados y obtenidas las relaciones  $i$  ( $U$ ) que están representadas en las Figuras 3.12; 3.13 y en la Tabla 3.11.

La disposición de los puntos experimentales en el gráfico  $i$  ( $U$ ) (Figura 3.12) para las concentraciones máscas 12,4; 18 % muestran la presencia de un régimen turbulento de movimiento de la pulpa, es decir, la hidromezcla no posee las propiedades reológicas.

**Tabla 3.11:** Resultados de la elaboración de los datos experimentales ( $D = 150$  mm).

| Concentración másica, (S %) | Ecuación                      | Coefficiente de correlación, r | Desviación Standard, $\sigma$ |
|-----------------------------|-------------------------------|--------------------------------|-------------------------------|
| 25                          | $i = - 133,1807 + 203,8683 U$ | 0,9383                         | 17,7071                       |
| 30                          | $i = - 192,4157 + 251,2621 U$ | 0,9888                         | 8,9579                        |
| 35                          | $i = - 165,2596 + 249,7477 U$ | 0,9686                         | 17,7850                       |
| 40                          | $i = 5,02 + 180,9967 U$       | 0,9059                         | 23,4686                       |
| 45                          | $i = 111,6704 + 181,3453 U$   | 0,9321                         | 19,5380                       |
| 48                          | $i = 175,0813 + 213,5019 U$   | 0,8842                         | 31,2764                       |
| 25 + 35                     | $i = - 145,2851 + 223,5388 U$ | 0,9118                         | 13,8324                       |
| 35 + 40                     | $i = 31,6667 + 147,7649 U$    | 0,8943                         | 13,9723                       |
| 40 + 45                     | $i = 95,7917 + 147,7464 U$    | 0,6504                         | 32,6108                       |

Las hidromezclas con la concentración  $S \geq 40$  % son características de líquidos no newtonianos que se confirma con la disposición de las curvas en los gráficos para las concentraciones  $S = 40$  % y mayores.

Analizando los gráficos se observa que en el movimiento de la pulpa serpentinitica blanda con la concentración másica mayor del 40 % se presentan 3 regimenes: estructural, transitorio y turbulento.

Para  $U = 2$  m/s y  $S = 40$  %; para  $U = 2,25$  m/s y  $S = 43,8$  % y  $U = 2,5$  m/s y  $S = 48$  %, el régimen estructural se transforma en transitorio.

El régimen estructural se caracteriza por una recta que intercepta el eje de las ordenadas a una distancia dada del origen, el valor de esta magnitud determina las pérdidas de presión necesarias para vencer las tensiones cortantes iniciales (para ponerla en movimiento).

Para diferentes concentraciones másicas, estas rectas tienen diferentes ángulos de inclinación. Los valores límites de las velocidades, cuando el régimen estructural pasa a transitorio, depende de la concentración. Con el aumento de la concentración, las pérdidas de presión aumentan. En este caso, la zona de transición entre el régimen estructural y el turbulento se caracteriza como el movimiento de un líquido homogéneo, con la estructura de viscosidad destruida.

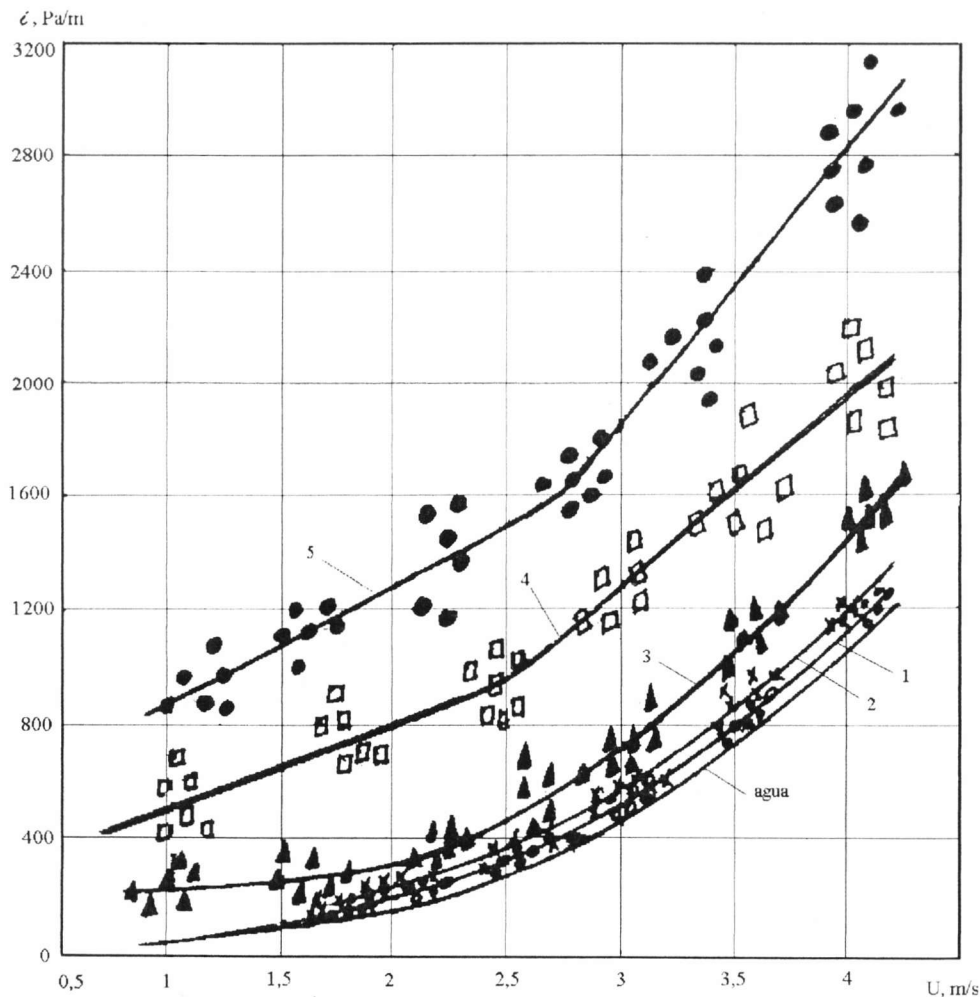


Figura 3.12. Dependencia  $\zeta(U)$  durante el movimiento por la tubería  $D = 100$  mm de la hidromezcla del mineral de serpentinita blanda con las concentraciones:

1 - S = 12,4 %;    2 - S = 18 %;    3 - S = 40 %;  
 4 - S = 43,8 %;    5 - S = 48 %

Las curvas  $i(U)$  obtenidas para el régimen turbulento tienen mayor pendiente que las curvas análogas para el agua.

Los límites de la zona de transición no están completamente definidos porque se mantienen algunas relaciones estructurales.

El régimen transitorio para las concentraciones investigadas se observa para velocidades de movimiento del flujo entre 2 y 3 m/s. Después aparece el régimen turbulento del movimiento de la hidromezcla del mineral serpentinitico blando.

En la Figura 3.13 se representan los gráficos  $i(U)$  para la tubería de diámetro  $D = 150$  mm. Analizando estos gráficos se puede observar que, para las concentraciones másicas menores del 40 % las curvas  $i(U)$  se asemejan a las curvas para líquido homogéneo con alta densidad.

Con el aumento de las concentraciones, los parámetros de la transportación varían de modo rápido, es decir, el movimiento de la hidromezcla se efectúa en régimen estructural, por lo tanto, los datos experimentales confirman los resultados de las investigaciones realizadas antes en el viscosímetro rotatorio.

Los resultados de las investigaciones del hidrotransporte de la serpentinita dura por la tubería  $D = 100$  mm, con concentraciones máscas de 10 %, 15 %, y 20,5 %, están representadas en la Figura 3.14 y en la Tabla 3.10.

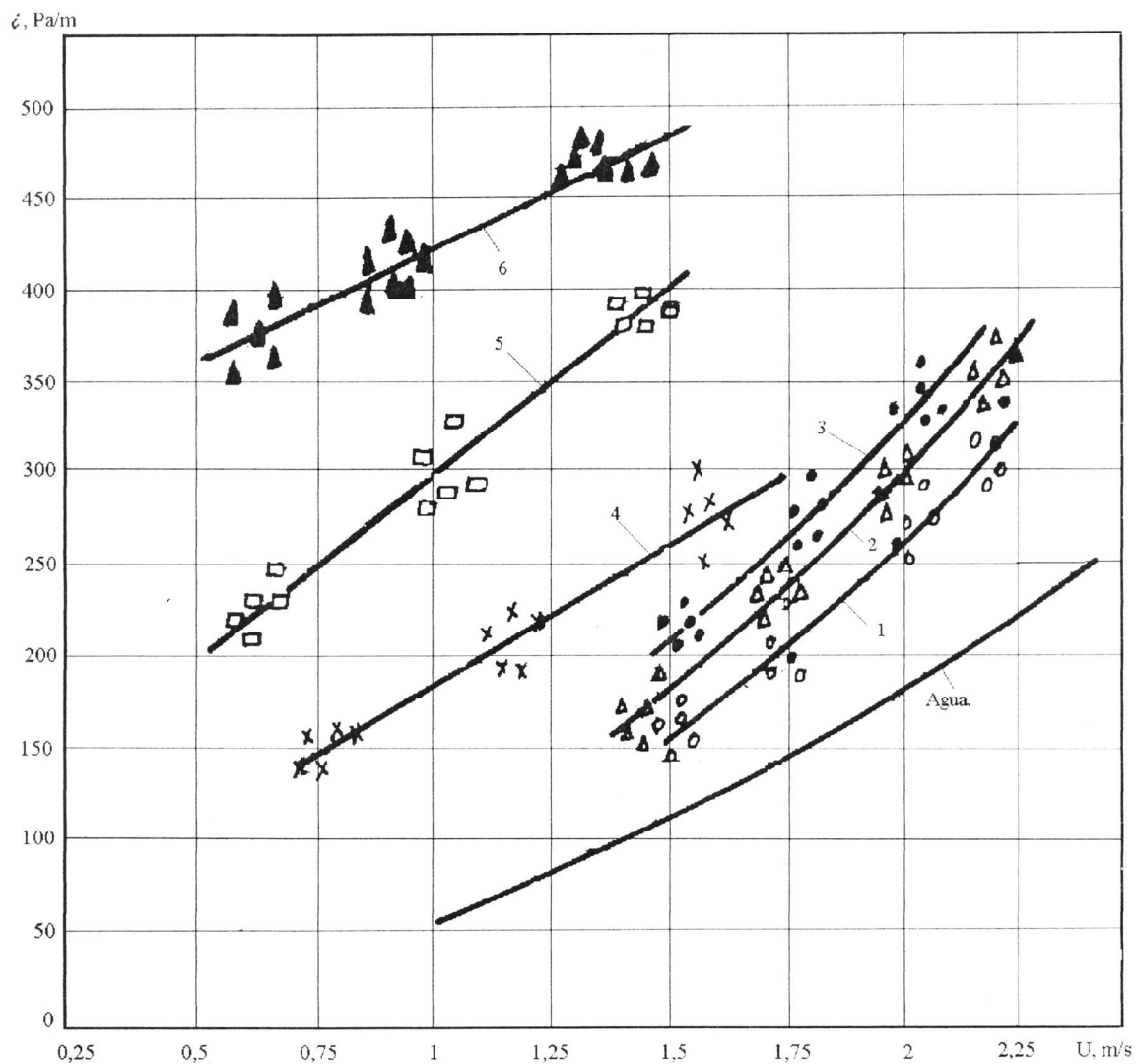


Figura 3.13. Dependencia  $\zeta(U)$  durante el movimiento por la tubería de  $D = 150$  mm de las hidromezclas del mineral de serpentinita blanda con las concentraciones:

- |               |               |               |
|---------------|---------------|---------------|
| 1 - S = 25 %; | 2 - S = 30 %; | 3 - S = 35 %; |
| 4 - S = 40 %; | 5 - S = 45 %; | 6 - S = 48 %; |

**Tabla 3.12:** Resultados de la elaboración de los datos experimentales ( $D = 100$  mm).

| Concentración másica, (S %) | Ecuación                       | Coefficiente de correlación, r | Desviación Standard, $\sigma$ |
|-----------------------------|--------------------------------|--------------------------------|-------------------------------|
| 10                          | $i = - 1567,2243 + 914,8662 U$ | 0,9938                         | 21,3196                       |
| 15                          | $i = - 1138,3469 + 817,3270 U$ | 0,9918                         | 24,7831                       |
| 20                          | $i = - 1152,4851 + 837,2440 U$ | 0,9852                         | 30,4058                       |
| 10 ÷ 20                     | $i = - 1217,8909 + 836,4830 U$ | 0,9845                         | 18,0838                       |

Los experimentos realizados permitieron determinar los valores de las pérdidas de presión para cada concentración. Los resultados de la elaboración de los datos experimentales con el coeficiente de corrección K en las fórmulas para el cálculo de las pérdidas de presión están representadas en la Tabla 3.13.

En la determinación experimental de la velocidad crítica se utilizaron las expresiones para las menas de carbón con tamaño hasta 3 mm de diámetro [91]

$$U_{cr} = 6 \cdot K_0 \cdot \sqrt[3]{2 \cdot g \cdot D \cdot U_p \cdot \sqrt{\rho_s - 1} \cdot \sqrt[6]{C_w}},$$

donde:  $K_0$  - coeficiente de corrección numérico para el carbón;

$g$  - aceleración de la gravedad;

$D$  - diámetro interior de la tubería;

$V$  - velocidad límite de la caída de los granos;

$\rho_s$  - densidad del sólido;

$S$  - concentración másica.



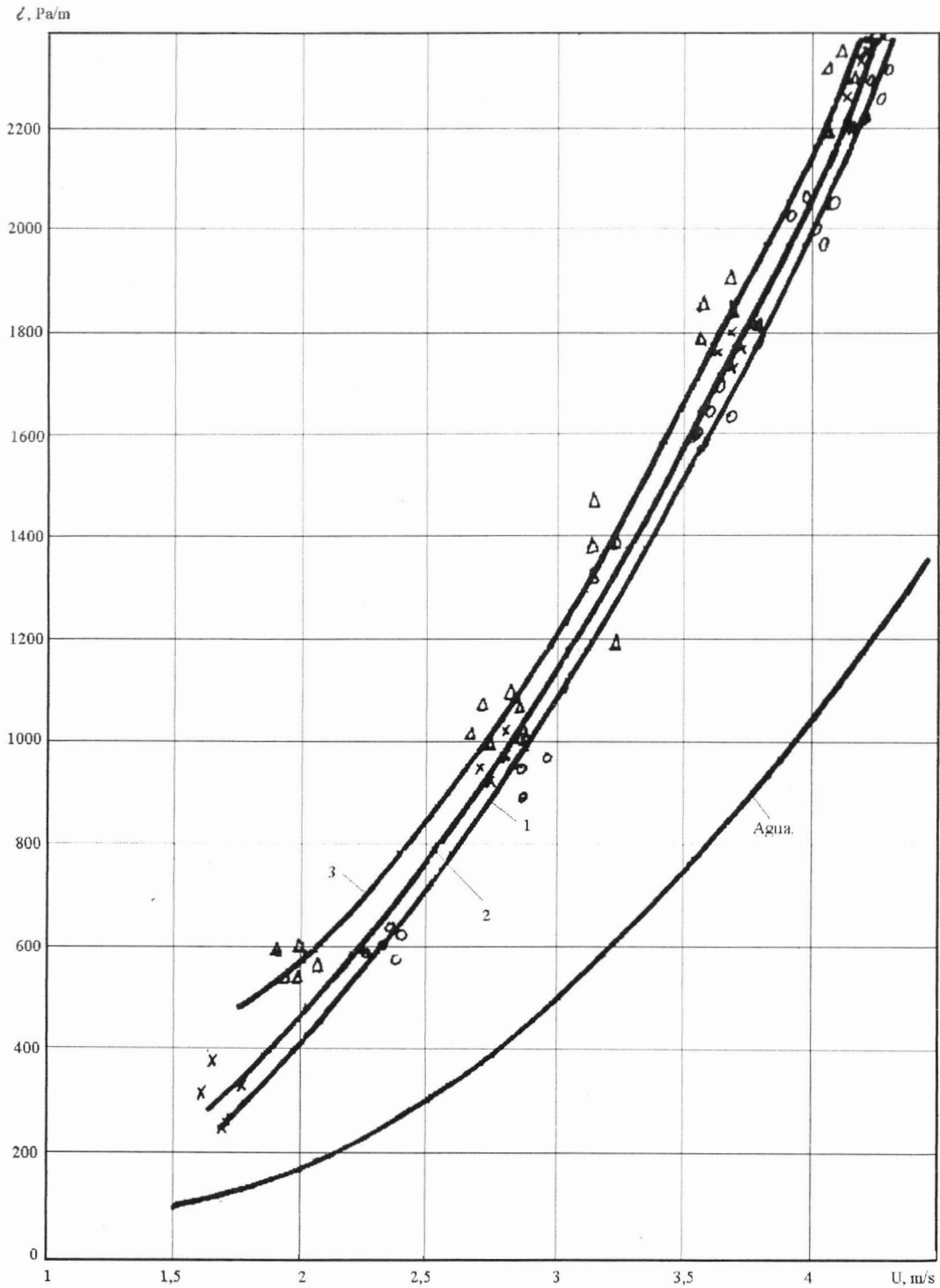


Figura 3.14. Dependencia  $\zeta(U)$  durante el movimiento por la tubería  $D = 100$  mm de hidromezclas de serpentinita dura con las concentraciones:

1 - S = 10 %;      2 - S = 15 %;      3 - S = 20 %.

**Tabla 3.13:** Resultados de la elaboración de los datos experimentales ( $D = 100$  mm).

| Concentración másica, (S %) | K      | Ecuación   | Coefficiente de correlación, r |
|-----------------------------|--------|--|--------------------------------|
| 10                          | 9,7960 | $i = 9,796 \cdot i_0 \cdot \sqrt[4]{\frac{C_w \cdot d_{med}}{D}}$  | 0,9950                         |
| 15                          | 9,4686 | $i = 9,4686 \cdot i_0 \cdot \sqrt[4]{\frac{C_w \cdot d_{med}}{D}}$ | 0,9950                         |
| 20                          | 8,4123 | $i = 8,4123 \cdot i_0 \cdot \sqrt[4]{\frac{C_w \cdot d_{med}}{D}}$ | 0,9909                         |
| 10 + 20                     | 9,2147 | $i = 9,2147 \cdot i_0 \cdot \sqrt[4]{\frac{C_w \cdot d_{med}}{D}}$ | 0,9900                         |

El coeficiente  $K_0$  se tomó de la tabla que se muestra a continuación para un valor de  $d_{med} = 2,096$ . [91]

|           |             |             |             |             |             |             |             |             |             |             |
|-----------|-------------|-------------|-------------|-------------|-------------|-------------|-------------|-------------|-------------|-------------|
| $d_{med}$ | 0,1         | 0,2         | 0,3         | 0,5         | 0,7         | 1,0         | 1,5         | 2,0         | 2,5         | 3,0         |
| $K_0$     | <b>0,97</b> | <b>0,95</b> | <b>0,93</b> | <b>0,90</b> | <b>0,87</b> | <b>0,83</b> | <b>0,79</b> | <b>0,77</b> | <b>0,73</b> | <b>0,76</b> |

El coeficiente numérico de la expresión teórica de la velocidad crítica se determinó comparando los resultados teóricos con los experimentales.

La determinación del nuevo coeficiente se determinó a través de la expresión

$$M_i = \frac{U_{cr \text{ exp}}}{U_{cr \text{ teor}}},$$

donde:  $U_{cr \text{ exp}}$  - velocidad crítica obtenida experimentalmente;

$U_{cr \text{ teor}}$  - velocidad crítica teórica;

$M_i$  - coeficiente numérico de corrección.

Elaborando los datos experimentales por el método de los mínimos cuadrados se obtuvo el valor del coeficiente numérico de corrección  $M_i = 1,1$ .

De la introducción del coeficiente numérico en la expresión teórica de la velocidad crítica, resulta la siguiente expresión para el mineral serpentinitico

$$U_{cr} = 6 \cdot M_i \cdot K_0 \cdot \sqrt[3]{2 \cdot g \cdot D \cdot U_p} \cdot \sqrt{\rho_s - 1} \cdot \sqrt[6]{C_w};$$

$$U_{cr} = 6,6 \cdot K_0 \cdot \sqrt[3]{2 \cdot g \cdot D \cdot U_p} \cdot \sqrt{\rho_s - 1} \cdot \sqrt[6]{C_w}$$

### 3.7. Investigación del coeficiente de resistencia hidráulica en los regímenes turbulento y estructural durante el movimiento de la pulpa del mineral serpentinitico blando

En el epígrafe 2.4 aparece determinado el coeficiente representativo ( $\lambda_{rp}$ ) de la resistencia hidráulica por la fórmula

$$\lambda_{rp} = \frac{64 \cdot \left( 1 + \frac{\tau_0 \cdot D}{N \cdot U \cdot \eta_p} \right) \cdot \eta_p}{\rho_p \cdot U \cdot D} = \frac{64 \cdot \left( 1 + \frac{I}{N} \right)}{Re'}, \quad (3.37)$$

Tomando  $A = \frac{1}{N}$ ;

$$\frac{\lambda_{rp}}{64} = \frac{1}{Re'} + \frac{A \cdot I}{Re'}$$

Expresando

$$\frac{\lambda_{rp}}{64} = \alpha; \quad \frac{1}{Re'} = \beta; \quad \frac{I}{Re'} = \delta,$$

$$\alpha = \beta + A \cdot \delta$$

Utilizando el método de los mínimos cuadrados

$$\sum [y - f(x)]^2 = \text{Min}; \quad (3.38)$$

$$\sum [\alpha - \beta - A \cdot \delta] = 0$$

Aplicando diferencial

$$\frac{\partial y}{\partial A} = 0; \quad (\alpha - \beta - A \cdot \delta) \cdot \delta = 0;$$

$$\sum \alpha \cdot \delta = \sum \beta \cdot \delta + A \sum \delta^2 = 0$$

Sustituyendo

$$\sum_{i=1}^n \frac{\lambda_{rp}}{64} \cdot \frac{I}{Re'_i} = \sum_{i=1}^n \frac{1}{Re'_i} \cdot \frac{I}{Re'_i} + A \sum_{i=1}^n \left( \frac{I}{Re'_i} \right)^2, \quad (3.39)$$

Reagrupando estas expresiones se obtiene

$$A = \frac{\sum_{i=1}^n \frac{\lambda_{rp}}{64} \cdot \frac{I}{Re'_i} - \sum_{i=1}^n \frac{1}{Re'_i} \cdot \frac{I}{Re'_i}}{\sum_{i=1}^n \left( \frac{I}{Re'_i} \right)^2} \quad (3.40)$$

Colocando el valor de la componente obtenida durante el tiempo de realización de los experimentos en la tubería  $D = 150$  mm (Figura 3.12; 3.13) se obtiene  $A = 0,2436$  donde  $N = 4,1$ .

Cuando el régimen es turbulento, las propiedades viscoso-plásticas prácticamente no ejercen influencia sobre la resistencia hidráulica y pueden calcularse por la relación de A. Smoldirev [15]

$$i = i_0 + \Delta i = i_0 + i_0 \cdot a \cdot C_w \cdot K^* = i_0 \cdot (1 + a \cdot C_w \cdot K^*), \quad (3.41)$$

donde:  $i_0$  - pérdida específica de presión para agua pura;

$$a = \frac{\rho_P - \rho_0}{\rho_0};$$

$$C_w = \frac{\rho_P - \rho_0}{\rho_S - \rho_0} \text{ - concentración volumétrica de la hidromezcla;}$$

$\rho_S$  y  $\rho_0$  - densidad de la fase sólida y del agua;

$\rho_P$  - densidad de la hidromezcla.

El coeficiente  $K^*$  depende del tipo de hidromezcla y se determina experimentalmente.

Los resultados de la elaboración de los datos experimentales aparecen representado en la Tabla 3.14.

Tabla 3.14: Resultados de la elaboración de los datos experimentales:

| Diámetro de la tubería (D, mm) | Valores medios del coeficiente $K^*$ | Error cuadrático medio $S_K$ | Intervalo de confianza |
|--------------------------------|--------------------------------------|------------------------------|------------------------|
| 100                            | 3,12                                 | 0,213                        | 0,468                  |
| 150                            | 2,32                                 | 0,125                        | 0,266                  |
| Promedio 100-150               | 3,16                                 | 0,150                        | 0,307                  |

## **CAPÍTULO 4. RECOMENDACIONES PARA EL CÁLCULO DE LOS SISTEMAS DE HI-DROTRANSPORTE DEL MINERAL SERPENTINÍTICO BLANDO Y DURO**

El éxito del cálculo de los problemas relacionados con el aseguramiento del trabajo del transporte hidráulico del mineral serpentinitico blando depende del mejoramiento de los métodos ingenieriles de cálculo de los regímenes del movimiento de las hidromezclas viscoso - plásticas.

### **4.1. Metodología del cálculo de los parámetros del hidrotransporte del mineral serpentinitico blando en los regímenes estructural y turbulento**

Basándose en los experimentos realizados se elaboró la metodología para el cálculo de los parámetros del hidrotransporte del mineral serpentinitico blando en el régimen estructural y turbulento.

Los datos iniciales para el cálculo son los siguientes: gasto del sólido; distancia de la transportación; densidad del sólido y granulometría; altura geodésica; altura de succión. Es necesario determinar el diámetro de la tubería, la potencia del motor eléctrico y el modelo de la bomba.

El parámetro básico surgen durante el movimiento de la hidromezcla concentrada por tubería es la pérdida específica de presión que surge en dependencia del régimen de flujo.

#### **4.1.1. Régimen estructural**

La determinación del criterio de Reynolds

$$Re' = \frac{U \cdot D \cdot \rho_p}{\eta} \quad (4.1)$$

La determinación del criterio de Iliushin

$$I = \frac{\tau_0 \cdot D}{\eta \cdot U}, \quad (4.2)$$

donde:  $\tau_0$  y  $\eta$  - se toman de las Figuras 3.4 y 3.5.

El cálculo del coeficiente de resistencia hidráulica

$$\lambda = \frac{64 \left( 1 + \frac{I}{N} \right)}{\text{Re}'}, \quad (4.3)$$

donde:  $N = 4,1$

La determinación de las pérdidas específicas hidráulicas

$$i = \lambda \frac{U^2 \cdot \rho_P}{2 \cdot D \cdot g} \quad (4.4)$$

Para calcular el diámetro de la tubería se puede utilizar y en la primera aproximación, los siguientes datos experimentales:

| D, m | U, m/s      | D, m | U, m/s      | D, m | U, m/s      |
|------|-------------|------|-------------|------|-------------|
| 0,5  | 1,21 - 1,56 | 0,8  | 1,36 - 1,78 | 1,1  | 1,46 - 1,9  |
| 0,6  | 1,26 - 1,61 | 0,9  | 1,38 - 1,8  | 1,2  | 1,47 - 1,95 |
| 0,7  | 1,27 - 1,69 | 1,0  | 1,43 - 1,85 | 1,4  | 1,54 - 2,0  |

Los valores de éstas velocidades corresponden al costo mínimo de una instalación de transporte hidráulico.

El gasto volumétrico de la hidromezcla se determina por la fórmula

$$Q_P = \frac{V_s \cdot 100}{C_w \cdot 3600}, \text{ m}^3/\text{s} \quad (4.5)$$

donde:  $C_w$  - concentración volumétrica;

$V_s$  - el volumen del mineral sólido y se calcula por la dependencia;

$$V_s = \frac{Q_t \cdot 1000}{\rho_t},$$

donde:  $Q_s$  - la cantidad de mineral sólido, t/hora;

$\rho_s$  - la densidad del sólido.

Las pérdidas totales de presión se determinan por la fórmula

$$H = H_L \pm H_{ALT} + H_{LOC}, \quad (4.6)$$

donde:  $H_L = i \cdot L$  - las pérdidas longitudinales de presión.

Las pérdidas debido a la diferencia de altura geodésica se obtienen por la expresión

$$H_{ALT} = \frac{h \cdot \rho_p}{\rho_o}, \text{ Pa.}$$

donde: h - la diferencia de altura geodésica;

$H_{LOC}$  - pérdidas hidráulicas locales.

#### 4.1.2. Régimen turbulento

Las pérdidas específicas de presión durante el movimiento del agua pura por la tubería se calculan por la expresión:

$$i_o = \lambda_o \frac{U^2}{2 \cdot D \cdot g} \rho_o, \text{ Pa/m} \quad (4.7)$$

donde:

$$\lambda_o = \frac{0,31}{(\log \cdot Re - 1)^2},$$

$\rho_o$  - densidad del agua pura.

Las pérdidas específicas de presión durante el movimiento de la pulpa por la tubería horizontal se determinan por la fórmula

$$i = i_o \cdot (1 + a \cdot C_w \cdot K^*), \text{ Pa/m} \quad (4.8)$$

donde:

$$a = \frac{\rho_p - \rho_o}{\rho_o}; \quad C_w = \frac{\rho_p - \rho_o}{\rho_s - \rho_o};$$

$$K^* = 3,16$$

Las pérdidas específicas de presión del flujo de hidromezcla por la tubería inclinada se calculan por la dependencia de A. Smoldirev

$$i_{inclinación} = \lambda \cdot \frac{U^2 \cdot \rho_p}{2 \cdot g \cdot D \cdot \rho_o} \pm \left( \frac{\rho_s}{\rho_o} + 1 \right) \cdot C_w \cdot \text{sen} \alpha, \quad (4.9)$$

donde:  $\alpha$  - ángulo de inclinación de la tubería.



El término  $\left(\frac{\rho_s}{\rho_0} + 1\right)$  será positivo cuando el flujo de pulpa va en ascenso y negativo cuando desciende.

El coeficiente de rozamiento  $\lambda$  se determina según el criterio de Reynolds.

#### 4.2. Metodología de cálculo para el flujo de la pulpa del mineral serpentinitico duro

En base a los experimentos realizados se obtuvo la fórmula para el cálculo de la velocidad crítica

$$U_{cr} = 6,6 \cdot K_0 \cdot \sqrt[3]{2 \cdot g \cdot D \cdot U_p} \cdot \sqrt{\rho_s - 1} \cdot \sqrt[6]{C_w}, \quad (4.10)$$

donde:  $K_0$  - coeficiente que se determina por la tabla siguiente:

|           |      |      |      |      |      |      |      |      |      |      |
|-----------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|
| $d_{med}$ | 0,1  | 0,2  | 0,3  | 0,5  | 0,7  | 1,0  | 1,5  | 2,0  | 2,5  | 3,0  |
| $K_0$     | 0,97 | 0,95 | 0,93 | 0,90 | 0,87 | 0,83 | 0,79 | 0,77 | 0,76 | 0,73 |

La velocidad límite de caída de las partículas del mineral ( $U_p$ ) se determina por la fórmula

$$U_p = 0,16 \cdot \varphi \cdot \sqrt{d \cdot (\rho_s - \rho_0)}, \quad (4.11)$$

donde:  $\varphi$  - coeficiente de forma.

Para la determinación de las pérdidas específicas de presión se utiliza la expresión

$$i = 7,9 \cdot i_0 \cdot \sqrt[4]{\frac{C_w \cdot d_{med}}{D}}, \quad (4.12)$$

donde:  $i_0$  - pérdidas específicas de presión para el agua pura y se determina por la fórmula de Darcy - Weisbach.

$$i_0 = \lambda \frac{U^2}{2 \cdot g \cdot D} \cdot \rho_0$$

#### 4.3. Efecto económico de la aplicación del transporte hidráulico

Para la valoración de la efectividad de las variantes de los diferentes tipos de transporte se utilizan los gastos reducidos anuales

$$G_r = G_{inv} \cdot K_e + G_{exp}, \quad (4.13)$$

onde:  $G_{inv}$  - gastos de inversión;  $K_e$  - coeficiente normativo de la efectividad;

$G_{exp}$  – gastos de explotación.

La magnitud del coeficiente normativo de la efectividad es 0,12.

#### 1.- Gastos de inversión

$$G_{inv} = G_{inv}^* + G_{inv}^{**} \cdot N_b, \quad (4.14)$$

donde:  $N_b$  - cantidad de estaciones de bombeo;

$G_{inv}^{**}$  - gastos de capital de una estación de bombeo;

$G_{inv}^*$  - gastos de capital de la parte lineal.

#### 2.- Parte lineal.

Los gastos de la parte lineal contienen el valor de los tubos para la construcción del conducto.

Para el cálculo del valor de los tubos, es necesario determinar el peso total por la fórmula

$$P = \pi \cdot D \cdot \delta \cdot L \cdot \rho \cdot K_C, \quad t \quad (4.15)$$

donde:  $D$  – diámetro interior de los tubos, m;

$\delta$  - grosor de la pared del tubo, m;

$L$  - longitud del conducto, m;

$\rho$  densidad del material (acero), t/m<sup>3</sup>;

$K_C$  – coeficiente que tiene en cuenta el gasto de los tubos para la fabricación de los compensadores de las tensiones de temperatura y la reserva de los tubos para la separación. Este varía desde 1.12. hasta 1.15.

Calculado el peso total de la tubería ( $P$ ) es necesario multiplicarlo por el precio de una tonelada de la tubería dada.

Para los cálculos de los elementos de los gastos de la construcción del conducto y para la determinación de los gastos de capital de la parte lineal es necesario tener en cuenta los elementos de gastos siguientes

- Gastos directos (el precio de los tubos, incluyendo los gastos de transportación, pérdidas y reserva de averías);
- Preparación del terreno para el conducto;

- Doblado y soldadura de los tubos;
- Protección de los tubos;
- Armadura lineal (soportes);
- Vías a lo largo del conducto;
- Línea de comunicación;
- Construcción de los puentes;
- Gastos accesorios y acumulación planificada.

Para la determinación de los gastos de capital para el conducto de reserva es necesario exceptuar “Preparación del terreno para el conducto”.

### 3. Instalaciones de bombeo.

Los gastos de capital para la construcción de una instalación de bombeo se determinan por

$$G_{inv}^{**} = G_1 + G_2 + G_3 + G_0, \quad (4.16)$$

donde:  $G_1$  - valor de los trabajos de construcción y montaje;

$G_2$  - valor de los equipos de la instalación de bombeo.

Siempre debemos tomar para la instalación de bombeo una bomba de trabajo y una bomba de reserva; en total son dos bombas.

$G_3$  - gasto capital para la construcción del depósito de agua y el tanque destinado para la pulpa durante la avería;

$G_0$  - otros gastos imprevistos.

### 4. Gastos de explotación.

Los gastos de explotación  $G_{exp}$ , de forma análoga a los gastos de capital, incluyen los gastos para la parte lineal  $G_{lin}$  y para las instalaciones de bombeo  $G_b \cdot N_b$

$$G_{exp} = G_{lin} + G_b \cdot N_b \quad (4.17)$$

a) La parte lineal

$$G_{lin} = S_{rc} + A + T \quad (4.18)$$

donde:  $S_{rc}$  – salario del personal que trabaja en el conducto;

A- descuentos de amortización por la parte lineal;

T- gastos para las reparaciones corrientes.

b) Las instalaciones de bombeo.

Los gastos anuales de explotación pueden ser representados por

$$G_b = S_{rb} + E + A + R_c + G_{imp} \quad (4.19)$$

donde:  $S_{rb}$  - salario del personal de la instalación de bombeo,

E – valor de la corriente eléctrica.

$$E = t_1 \frac{n \cdot N_i}{\cos \varphi} + q \cdot t_2 \cdot T \frac{N}{\eta}, \quad (4.20)$$

donde:  $N_1$  – potencia instalada, kW. ;

N- potencia consumida kW;

$t_1$  y  $t_2$  - tarifas de pago por la corriente eléctrica;

q - coeficiente que tiene en cuenta el gasto de la corriente para el alumbrado, etc;  $q = 1,05$  ;

T - cantidad de horas de trabajo de la instalación durante un año (para tres turnos de trabajo  $T = 8400$  horas);

A - gastos de amortización de los equipos y las construcciones (bombas, edificios, etc.);

$R_c$ - valor de la reparación corriente;

$G_{imp}$  - gastos imprevistos.

Para la comparación de los diferentes tipos de transporte se utilizó el mínimo de los gastos reducidos para la unidad de los productos transportados. Para el transporte hidráulico, análogamente para otro tipo de transporte se toman los gastos reducidos por tonelada de mineral transportado,

$$G'_r = \frac{G_r}{Q_s} \quad (4.21)$$

donde:  $Q_s$  - cantidad de sólido transportado por año, t.

Los datos calculados según esta metodología, para varios tipos de transporte se muestran en la Tabla 4.1.

**Tabla 4.1:** Gastos por tonelada de mineral serpentinitico blando transportado por diferentes tipos de transporte,

| Volumen del mineral transportado millones T/año | Distancia de la transportación. Km | Transportador por Banda, U.S.D/T | Automotor, U.S.D/T | Hidrotransporte a presión, U.S.D/T. |
|---|------------------------------------|----------------------------------|--------------------|-------------------------------------|
| 1,4   | 2,1                                | 0,24                             | 0,30               | 0,12                                |
| 2,5   | 2,1                                | 0,22                             | 0,30               | 0,10                                |

De la Tabla 4.1 se observa que los gastos por tonelada de mineral transportado para el hidrotransporte a presión son inferiores a cualquiera de los transportes analizado, aumentando su efectividad con el incremento del volumen de mineral a transportar.

Utilizando el hidrotransporte por gravedad (excluyendo las instalaciones de bombeo y todos los gastos que ocasionan), para el mineral que se analiza y las condiciones geográficas de los yacimientos en Moa se obtiene una efectividad aún mayor.

## CONCLUSIONES

Las investigaciones teóricas y experimentales posibilitaron obtener los siguientes resultados:

1. En la actualidad no existe una metodología única fundamentada experimentalmente para el cálculo de las resistencias hidráulicas durante el movimiento de las hidromezclas viscoso-plásticas por las tuberías. Los métodos propuestos para el cálculo de las resistencias hidráulicas basadas sobre la ecuación Shvedov - Bingham necesitan de correcciones fundamentadas en una investigación experimental.
2. En las investigaciones realizadas en este trabajo para la determinación de las propiedades reológica de las hidromezclas serpentiniticas, se demostró la hipótesis de trabajo que en dependencia de la concentración y la velocidad del flujo se definen tres zonas con los siguientes regímenes de movimiento: estructural, transitorio y turbulento. Sobre la base de esta hipótesis está elaborado el modelo físico - matemático del proceso de flujo de la hidromezcla serpentinitica blanda finamente dispersa.
3. La investigación posibilitó obtener las ecuaciones para la determinación del coeficiente de resistencia hidráulica del flujo de la hidromezcla de serpentinita blanda en el régimen estructural y la fórmula para la determinación de las pérdidas de presión durante el movimiento de la hidromezcla de serpentinita blanda por tuberías en el régimen turbulento para concentraciones máxicas hasta 48 % en tuberías de diámetros de 100 y 150 mm.
4. En el trabajo, experimentalmente se determinó la velocidad crítica en función de la densidad, las pérdidas específicas de presión en función de la concentración y la velocidad media del flujo de las hidromezclas de serpentinita dura en tubería de 100 mm y concentraciones máxicas hasta 20 %. Al mismo tiempo se obtuvieron las características físico - mecánica de la serpentinita dura y blanda y sus hidromezclas indispensables para el cálculo de una instalación de hidrotransporte.
5. Se proponen las fórmulas para determinar la velocidad límite de caída de los granos, la velocidad crítica y las pérdidas de presión en la hidrotransportación del mineral serpentinitico duro y se elaboró la metodología de cálculo de los parámetros del sistema de transporte hidráulico de las hidromezclas de mineral serpentinitico en los regímenes estructural y turbulento que posibilitan obtener resultados más precisos y fundamentados.
6. El trabajo aporta los elementos necesarios para la fundamentación y proyección de las instalaciones de transporte hidráulico de las serpentinitas. Los resultados permiten

determinar los parámetros racionales del hidrotransporte de las serpentinitas en las condiciones concretas de nuestro país. Estos resultados han sido obtenidos por primera vez.

## **RECOMENDACIONES**

En base a los resultados obtenidos en la presente investigación, se recomienda continuar los trabajos para introducir el transporte hidráulico de las serpentinitas.

1. Continuar los estudios de aplicación del transporte hidráulico de minerales niquelíferos para el proceso de lixiviación amoniacal (proceso CARON) empleando la hidromecanización y su deshumidificación aprovechando la energía potencial de situaciones.

**NOMENCLATURA FUNDAMENTAL UTILIZADA**

| Símbolo   | Denominación                                   | Unidades          |
|-----------|--|-------------------|
| $\tau$    | Tensión cortante                               | Pa                |
| $\tau_0$  | Tensión cortante inicial                       | Pa                |
| $\nu$     | Viscosidad cinemática                          | m <sup>2</sup> /s |
| $\mu$     | Viscosidad dinámica                            | Pa · s            |
| $\eta$    | Viscosidad del líquido newtoniano              | Pa · s            |
| $\eta_a$  | Viscosidad estructural                         | Pa · s            |
| $\eta_p$  | Viscosidad plástica                            | Pa · s            |
| $\rho_0$  | Densidad del líquido portador                  | kg/m <sup>3</sup> |
| $\rho_p$  | Densidad de la pulpa                           | kg/m <sup>3</sup> |
| $\rho_s$  | Densidad del sólido                            | kg/m <sup>3</sup> |
| $\rho_M$  | Densidad del líquido manométrico               | kg/m <sup>3</sup> |
| $U$       | Velocidad del flujo                            | m/s               |
| $U_{max}$ | Velocidad máxima del flujo                     | m/s               |
| $U_m$     | Velocidad media del flujo                      | m/s               |
| $U_{cr}$  | Velocidad crítica del flujo                    | m/s               |
| $U_p$     | Velocidad límite de caída de las partículas    | m/s               |
| $\gamma$  | Gradiente de velocidad                         | s <sup>-1</sup>   |
| $R$       | Radio interior del conducto                    | m                 |
| $D$       | Diámetro interior del conducto                 | m                 |
| $d$       | Diámetro de la partícula                       | m                 |
| $d_{et}$  | Diámetro equivalente según tamaño de partícula | m                 |
| $d_{em}$  | Diámetro equivalente según masa de partícula   | m                 |



---

|       |   |         |
|-------|---|---------|
| $w$   | Area de la sección transversal del conducto | $m^2$   |
| $S$   | Concentración másica                        | %       |
| $C_w$ | Concentración volumétrica                   | %       |
| $V_s$ | Volumen de sólido                           | $m^3$   |
| $V$   | Volumen de líquido                          | $m^3$   |
| $m_s$ | Masa de sólido                              | kg      |
| $m_a$ | Masa de líquido                             | kg      |
| $Q$   | Gasto volumétrico                           | $m^3/s$ |
| $i$   | Pérdidas específicas de presión             | Pa/m    |
| $g$   | Aceleración de la gravedad                  | $m/s^2$ |

---

**BIBLIOGRAFÍA DEL AUTOR SOBRE EL TEMA DE LA TESIS**

## Autor principal:

1. Suárez Feliu, M. y Labrador V. Determinación de la velocidad de caída libre en agua de los granos del mineral serpentinitico del yacimiento de Punta Gorda de Moa. Revista "Povishenie Nadeshnosti Raboti Transportnij Sistem Gornij Predpriati. Leningrado.1987.Tomo 110. pág. 92-97.
2. Suárez Feliu, M.; Aleksondrov.V.I.; Dakukin, V.P.; Nicolaev, A.K. Modelo del flujo de hidromezcla del mineral de serpentinita blanda. Revista "Shajtnii y Karernii Transport Ekología. Bezopasnost. Nadeshnost. Sant Peterburgo. Rusia. 1995. Tomo 141. pág. 50-53.
3. Suárez Feliu M.; Labrador, V.; Montesdeoca, R. Determinación de los parámetros de hidrotransportación del mineral serpentinitico.Moa, Holguín, Cuba. 1991 Revista Minería y Geología. No. Especial. ISMM-Moa pág. 33-39.
4. Suárez Feliu, M. Investigación de los parámetros del transporte hidráulico de las pulpas serpentiniticas. I Sesión Científica Unificada CIL-ISMM. Moa, Holguín. Cuba. 1990 Resúmenes.
5. Suárez Feliu, M. Determinación de los parámetros de hidrotransportación del mineral serpentinitico en Moa. III Encuentro Científico – Técnico del Níquel. Moa. Holguín.Cuba. 1986. Resúmenes.

## Coautor:

1. Pérez Barreto, R.; Nicolaev, A.K.; Suárez Feliu, M. Guía Metodológica del cálculo de los parámetros del hidrotransporte. Instituto Superior Minero Metalúrgico. Moa.1987. 33 pág.
2. Pérez Barreto, R.; Nicolaev, A.K.; Sierra, R; Suárez Feliu, M.; Quesada, W. Folleto sobre Transporte Minero (Bibliografía docentes). Instituto Superior Minero Metalúrgico. Moa. 1987. 120 pág.
3. Pérez Barreto, R.; Izquierdo Pupo, R.; Suárez Feliu, M.; Dakukin, V.P.; Nicolaev, A.K. Regímenes de movimiento de las hidromezclas de alta concentración del mineral laterítico. The International Symposium Energy – Conserving Technologies of Mining, Transportation and Processing of Solied, Líquid and Gaseous Minerales. Sant Peterburgo.Rusia 1996. Resúmenes.

4. Dakukin, V.P.; Nicolaev, A.K.; Suárez Feliu, M.; Cerpa, A. Investigación de la hidrotransportación del mineral serpentinitico duro y blando. Simposium Internacional de los Problemas de Geología Aplicada, la Ciencia Minera y la Producción. Nuevas Tecnologías de la extracción de Materias Primas. Sant Peterburgo. Rusia. 1993. Resúmenes.
5. Nicolaev, A.K.; Dakukin, V.P.; Pérez Barreto, R.; Suárez Feliu, M.; Izquierdo Pupo, R. Investigación de los regímenes de movimiento de las hidromezclas con alta concentración del mineral serpentinitico blando. IV International Forum Symposium Mining Equipment, Processing of Mineral Raw Materiales, New Technologies, Ecology. Sant Peterburgo. Rusia. 1996. Resúmenes.

**BIBLIOGRAFÍA Y REFERENCIAS**

1. CASTELLANOS J. Metalurgia Extractiva de los Minerales Oxidados de Níquel. La Habana. Instituto Cubano del Libro, 1972, Pág. 151-198.
2. SLOBTSOV, L.E. Método sobre el procesamiento de serpentinitas reducidas. Revista Svetnie Metales, No. 6. Moscú, 1979.
3. SMOLDIREV, A.E; SAFONOV, Y.K. Transporte por tuberías de hidromezclas concentradas. Construcción de Maquinarias. Moscú, 1973. 208 pág.
4. LASTOV, B.G. Investigación sobre la Optimización de los parámetros del transporte hidráulico de lodos de alta concentración. Disertación para el grado Científico de Candidato a Dr. en Ciencias Técnicas. Leningrado, 1976.
5. CHILKINSON, I.L. Líquidos no newtonianos. Mir. Moscú. 1964. 216 pág.
6. SMOLSKII, B.M; SULMAN, E.P; GORISLAVIISH, B. H. Reodinámica e intercambio de calor en los materiales viscosoplásticos no lineales. Minsk. Ciencia y Técnica. 1970. 448 Pág.
7. TRAINIS, V.V. Investigación y elaboración de los métodos de cálculo del transporte hidráulico de carbón por tuberías en regímenes viscosoplástico y turbulento. Autoreferat para D.C.T. Kiev, 1969.
8. VULINA. I. Transporte de suspensiones de formación estructural de alta densidad por tuberías. Autoreferat para C.D.C.T. Leningrado, 1960.
9. TRAINIS, V.V. Parámetros y regímenes del transporte hidráulico del carbón por tuberías. Nauka. Moscú, 1970. 192 pág.
10. PICHINISNOI, I.O; TRAINIS, V.V. Transporte hidráulico de suspensiones de carbón plástico - viscosas. CHNIITEK, No. 2. Niedra. Moscú, 1967.
11. SMOLDIREV, A.E. Sobre los regímenes y parámetros del flujo del pulpa de roca minera triturada. Izv. Vuzof. Geología y Búsqueda. No.1. Moscú, 1980. pág. 122-127.
12. SMOLDIREV, A.E; GOFSHTOVI, V. Influencia de las fracciones micrométricas sobre los parámetros de hidrotransportación de carbón. Vcb: Explotación Hidráulica, No.12 CHNIITEK y Carbón. Moscú, 1966.
13. SMOLDIREV, A.E. Transporte por tuberías. Niedra. Moscú, 1970. 271 pág.

14. SMOLDIREV, A.E. Transporte Neumo-Hidráulico. Metalurgia. Moscú, 1967. 367 pág.
15. SMOLDIREV, A.E. Transporte por tuberías. Niedra. Moscú, 1980. 293. pág.
16. SMOLDIREV, A.E; SAFONOV.Y.K. Transporte por tuberías de hidromezclas concentradas. Construcción de Maquinarias. Moscú, 1989. 256 pág.
17. PAKROVSKAYA.V.I. Intensificación de los procesos del transporte hidráulico de hidromezclas de alta concentración. Instituto Minas de Leningrado 1976.
18. PAKROVSKAYA.V.I. Vías para el incremento de la efectividad del transporte hidráulico. Niedra. Moscú, 1972.
19. PAKROVSKAYA.V.I. El transporte hidráulico en la industria minera. Niedra. Moscú, 1985. 192 pág.
20. VOLOKITIN. V.G. Elaboración del método de conservación de sales de alta concentración en forma de suspensión en ZBP. Autoreferat para C.D.C.T. Leningrado 1984.
21. PETROV. Y.N. Transporte hidráulico de suspensiones calizas. Materiales para la Construcción, No.8. Moscú, 1969.
22. IAKOVLEV. S.V; DALKOV, Y.M. Transporte de calizas y sedimentos de aguas residuales. Gosstroishdat. Moscú, 1961. 232 pág.
23. NIEZOMETDINOV. A.B. Seudoplasticidad en hidromezclas de fracciones típicas. Modernización técnica y tecnológica en el almacenamiento de desechos en condiciones de utilización compleja de la materia prima. Niedra. Moscú, 1984, 64 pág.
24. ALEKSANDER. B. I. Influencia de la viscosidad del líquido sobre la resistencia de relleno. Investigaciones aplicadas sobre hidrotransportación de productos del beneficio de minerales. Mecanobr. Leningrado, 1987. pág. 116-119.
25. GAPRINDASHVILI. B.I. Elaboración compleja de las serpentinas. Meshniereba, Tbilisi. 1970. 211 Pág.
26. IZQUIERO P.R. Investigación de los parámetros y elaboración de los regímenes racionales del transporte hidráulico de lateritas utilizadas en la condiciones de la Fca Cmdte Pedro Soto Alba. Tesis de Doctorado. Leningrado, 1989. 145 pág.
27. GARCELL, L. R. Comportamiento reológico de las pulpas lateríticas. Revista. Minería y Geología. Edición especial. ISMM, Moa, 1989.

28. SOBOL S.T. Propiedades reológicas de la pulpa del mineral laterítico. Revista Minería en Cuba, No.4. Habana, 1978.
29. GARCEL L.R. Determinación de parámetros reológicos en pulpas minerales que se comportan como plásticos reales. Revista Tecnología Química, Cuba. No.2. 1984.
30. IZQUIERO P.R. Estudio de la instalación de hidrotransporte a presión de la pulpa laterítica de la Emp. Cmdte Pedro Soto Alba. Revista Minería y Geología. ISMM, Moa, 1989.
31. CASTELLANO Y, HERNANDEZ S, GRANDA O u otros. Metalurgia extractiva de los minerales oxidados de níquel. La Habana, Instituto Cubano del Libro. 1972. 353 Pág.
32. SILIN N.A., VITOSHKINI. K, KARACIK B.M. Hidrotransporte. Kiev, 1971.
33. MIJAILOVA N.A. Transporte de partículas sólidas en flujo turbulento. Guidrometeoizdat. Leningrado 1966.
34. PAKROVSKAYA V.N. Corte de la distribución de la concentración por la sección del flujo en tubos cilíndricos. En el libro transporte hidráulico de carbón. ZNITEIYGOL. No. 5. Moscú, 1973.
35. MAKKAVEEV. V. M. Teoría del movimiento de flujos turbulentos contenidos por arenas finas. Isvestia AN SSSR, OTN, No.2. Moscú, 1952.
36. PEREZ B. J. R. Investigación de los parámetros del transporte hidráulico de las menas y concentrados en flujos de alta concentración. Tesis del Doctorado Krivoi Rog, 1970.
37. YUFIN A.P. Hidromecanización. Strdizdat. Moscú, 1965.
38. KALININ V.A. Transportación de desechos por tuberías. Mecanización y Electrificación de la Economía Rural Socialista. No. 2. Moscú, 1969.
39. PETROV I.M. Transporte hidráulico de suspensión de caliza para materiales de la construcción. No.8. Moscú, 1959.
40. IBENSKII G.B. Transporte de las mezclas de materiales para la construcción por tuberías. Gosstroizdat. Moscú, 1957.
41. LANTIKOV Z; FILATOV V.D. Ecuación aproximada de Buckingham del flujo plástico viscoso de sistemas dispersos. Kolloidnii Revista. Tomo XXV No.1. Moscú, 1963.

42. GOVSHTOFT V. Influencia de las fracciones micrométricas sobre los parámetros del transporte hidráulico de carbón. Transporte hidráulico de carbón. Zniiteybol. No.12. Moscú, 1966.
43. ALEXANDRO B.I; KULESHOV A.A. Investigación y establecimiento de los regímenes de la transportación de las colas del beneficio de la Fca. No 3 de Dshezkazgan GMK. Leningrado, 1986.
44. DSHUNUSOV Y. Elaboración del equipamiento complejo para la sedimentación e hidrotransportación de las pulpas finas dispersas. Tesis de Doctorado. Leningrado, 1988.
45. TAGGART W.C; VERMOLI C.A. Efecto del tamaño del sedimento y la gradación en los perfiles de concentración para flujos turbolento. Laboratorio de Recursos Hidricos. No.152. Moscú, 1972. pág. 155.
46. FOMENKO, T. G. Procesos de enriquecimiento de minerales por gravitación. Mir. Moscú, 1980. 421 pág.
47. BADSHAGO F.R. Utilización del coeficiente "N" para el control reológico. Driling. No.7. Moscú, 1973.
48. BULATOV A.I. y otros. Lavado y cementación de excavaciones Niedra. Moscú, 1973.
49. GUSAROV A.D; ESTAFIER V.P. Transporte hidráulico de desecho. Tr. Zentrniicuroort y fisioter. Tomo XXIV. Moscú, 1972.
50. LARIN V.M; EIDELMAN A.E. Investigación de la intensidad de la turbulencia de arcilla dispersa. En el libro. Mecánica Teórica y Aplicada. Moscú, 1975.
51. KSHONDZER E.G; SMOLDIREV A.E. Funcionamiento de los parámetros de la hidromezcla para conductos industriales de carbón. Fis. Tec. Problémas de elaboración de los yacimientos minerales, SO, AN URSS No. 3. Moscú, 1969.
52. MARSDEN D.D. Efecto del P.h en dependencia de la temperatura, densidad y viscosidad cinemática. Revista de Sudáfrica, Instituto de Minas y Metalurgia. No.6. 1962.
53. NUROK G.A. Procesos y tecnología de la hidromecanización en trabajos mineros. Niedra. Moscú, 1979.
54. PERVACHIUK V.P; ZELENKIN V.A. Efecto del desplazamiento cercano a la pared y su consideración mediante la obtención de la curva del movimiento del polímero de alta

- viscosidad. En el libro. Características hidráulicas y de resistencia de las máquinas y su construcción. Permij. 1974.
55. TRIMISKII K.K. y otros. Sobre el efecto de pared durante el flujo de los sistemas dispersos plásticos. Revista Coloidal. Tomo.35 , No 6. Moscú, 1973.
56. GORISLARES V.M. DUNES A. Investigación de las propiedades reológicas de la suspensiones concentradas en presencia del efecto de pared. Revista Ingeniería Física, TOMO 29. No.2. Moscú, 1975.
57. SAFONOV U.K. Valoración de la influencia del efecto de pared sobre la viscosidad de las suspensiones de sosa. Tr. VNIP No.56. Moscú, 1970.
58. SINIZIN V. Propiedades viscosas de los sistemas dispersos y el efecto del desplazamiento de pared. Tr. III Conferencia de Química Coloidal . AN URSS. Moscú, 1965
59. DSHUNUSOV Y. Elaboración del equipamiento complejo para la sedimentación e hidrotransportación de las pulpas finas dispersas. Tesis de Doctorado. Leningrado, 1988.
60. BROW G.G. Operaciones básicas de la ingeniería química. La Habana, 1965.
61. KLASSEN V.I. LITOVCO V.I y otros. Propiedades reológicas de las suspensiones de ferrosilicio y los métodos para sus mediciones. Niedra. Moscú, 1972.
62. BELKIN I. Y otros. Equipos rotatorios. Medición de la viscosidad y las características físicas mecánicas. Maschinostroenil. Moscú, 1967.
63. VANCHAKOV M.V.; SHILOV.V.B. Propiedades reológicas de las hidromezclas de alta concentración en los minerales de aluminio. En el libro: Automatización, Mecanización y equipamiento de los procesos de la producción de papel. Tr. VNIIBa. Leningrado, 1977.
64. SHICHENKO R.I. Hidráulica de las hidromezclas arcillosas. BACÚ, Aznefteizdad. 1951.
65. REINIER M. Reología. Nauca. Moscú, 1965.
66. VANCHAKOV M.V. Investigación de las resistencias hidráulicas locales durante el movimiento de las suspensiones. Tesis del Doctorado. Leningrado, 1972.
67. SAFONOV U.K. Modelo reológico de las suspensiones concentradas. En el libro: Automatización, Mecanización y equipamiento de los procesos de la producción de papel. Tr. VNIIBa. Leningrado, 1977.
68. SEDOV L.I. Métodos y dimensiones en la Mecánica. Nauca. Moscú, 1972.



69. LEVI I. I. Modelación de los fenómenos hidráulicos. Energía. Leningrado, 1962.
70. BOGOMOLOV A. I. MIJAILOV K. A. Hidráulica. Stroiisdat. Moscú, 1972.
71. EUDOKIÑOV P. D. Proyecto y explotación de planta y beneficio de cola. Moscú, 1978.
72. TARASOR V. K. Sobre la velocidad crítica mediante transporte por gravedad de los materiales sólidos. Moscú, 1980.
73. DYURAND R. Transporte hidráulico de los materiales sólidos por decantación. Paris. 1952.
74. YUFIN A. P. Hidromecanización. Strdizdat. Moscú, 1965.
75. SMOOLDIREV A. E. Transporte por las tuberías. Niedra. Moscú, 1980.
76. SILIN N. A. y otros. Hidrotransportación. Kiev, 1971.
77. KARASIK B. M. y otros. Investigación del hidrotransporte de los productos de cola de beneficio de las plantas minero - metalúrgicas, Kiev, 1976.
78. Instrucción para el cálculo hidráulico de los sistemas de hidrotransporte a presión. Energía. Moscú, 1972.
79. Pros. Hydrotransp. 7: 7<sup>th</sup> Int. Cont. Hydraul. Transp. Solids pipes, Sendai, Japan, 1980.
80. SHOOK C. A.; GILLIES R. Etc. Flow of a coal slurry with a Yield Stress // Y. Pipelines, 1984. 4. No. 4.
81. PASHKOV N. N., DOLGACHEV F. M.: Hidráulica y máquinas hidráulicas. MIR, Moscú, 1985, 431 pág.
82. STREETER V. L.: Mecánica de los fluidos. ed. Ciencia y Técnica, La Habana, 1978, 737 pág.
83. NEKRASOV B. Hidráulica. ed. Pueblo y Educación, La Habana, 1979.
84. BEREGOVSKI V.; KISTIUKOVSKI B.: Metalurgia del cobre y del níquel. de. MIR, Moscú, 1974, 515 pág.
85. GARCELL, P. L., CERPA A. Caracterización reológica de las pulpas de limonita de Moa. Revista Tecnología Química. No. 1. Cuba, 1992. pág. 63-68.
86. IZQUIERDO, P. R., NICOLAEV, A. K. Investigación de los parámetros y regímenes racionales de hidrotransporte de las pulpas lateríticas aplicables a las condiciones de explotación de la Empresa "Cmdte. Pedro Soto Alba". No. 1. ISMM. Moa. 1995, pág. 57-59.

87. CERPA, N. A. Propiedades de flujo de suspensiones minerales lateríticas. Influencia de la mineralogía y de las propiedades coloidales – químicas. Tesis de doctorado. Universidad Autónoma de Madrid. España, 1997.
88. SMIRNOV, V. I. Geología de yacimientos minerales. Mir. Moscú, 1982.
89. BLANCO, T. R. Mecánica de rocas. Ed. Oriente. Santiago de Cuba, 1981. 307 pág.
90. Manual de enriquecimiento de minerales. Tomo I. Métodos para la determinación de grosores de materiales. Química. Leningrado, 1974.
91. DESHVARSHCHILI, A.B. Sistemas de transporte por tuberías en las plantas de beneficio de minerales. Nedra. Moscú, 1981.