

Math-Net.Ru

All Russian mathematical portal

Rs. I. Nigmatulin, Gas-liquid flows in a pipe with external transverse vibrations,
TVT, 1991, Volume 29, Issue 5, 954-960

<https://www.mathnet.ru/eng/tvt4475>

Use of the all-Russian mathematical portal Math-Net.Ru implies that you have read and agreed to these terms of use

<https://www.mathnet.ru/eng/agreement>

Download details:

IP: 18.97.9.175

August 9, 2025, 15:19:49



УДК 532.529 ©1991 г.

*Рс. И. Низматуллин***ГАЗОЖИДКОСТНЫЕ ПОТОКИ В ТРУБЕ
ПРИ ВНЕШНИХ ПОПЕРЕЧНЫХ ВИБРАЦИЯХ**

Представлены результаты экспериментального исследования ряда гидродинамических параметров газожидкостных потоков в горизонтальной трубе при внешних поперечных вибрациях и без них. Описаны экспериментальный стенд и методика исследования. Предложен метод расчета коэффициента сопротивления при дисперсно-кольцевом режиме течения при наличии вибраций. Общий перепад давления на некотором участке определяется потерями на трение, которые связаны с трением на стенке канала, образованием и ускорением капель жидкости, волнообразованием и обтеканием волновой поверхности пленки газовой фазой.

В последнее время появилось большое число работ, посвященных экспериментальному исследованию гидродинамических характеристик при течении двухфазных потоков в трубах. Однако эти исследования проводились в отсутствие вибраций рабочего участка, которые имеют место в реальных энергетических установках. Вибрации могут оказывать существенное влияние на гидродинамические параметры потока, в частности на расход m_2 жидкости в пленке. Величина m_2 в значительной мере определяет кризис теплообмена из-за высыхания пристенной жидкой пленки, что в конечном счете может являться одной из причин аварийных ситуаций. В этой связи исследование физических процессов, протекающих в трубопроводных системах при наличии внешних поперечных вибраций, является актуальной задачей.

Для комплексных экспериментальных исследований как локальных, так и интегральных гидродинамических характеристик дисперсно-кольцевых газожидкостных потоков был спроектирован и изготовлен гидродинамический стенд, работающий по замкнутой схеме. Стенд позволяет исследовать следующие характеристики дисперсно-кольцевых газожидкостных потоков: 1) расходы жидкости в пленке и ядре потока; 2) толщины пленки; 3) гидравлическое сопротивление; 4) перечисленные характеристики при поперечных вибрациях рабочего участка.

Схема стенда представлена на рис. 1. Вода из бака 2, расположенного выше всех водяных коммуникаций, с помощью центробежно-вихревого насоса 1 через измерительное устройство расхода 5 и систему регулирующих вентилей подавалась в смеситель 6. Температура воды контролировалась термометром 4. Воздух от компрессора 7 подавался в смеситель 6 через ресивер, влагоотделитель 8, систему измерения расхода 5, систему регулирующих вентилей.

Воздушно-водяная смесь, образованная в смесителе, после прохождения участка стабилизации и рабочего участка 9 попадала в выходной сепаратор 22, в котором происходило разделение воздуха и воды.

Горизонтальный рабочий участок, изготовленный из нержавеющей стали марки 12Х18Н10Т, представлял собой трубу длиной 2 м и диаметром 12 мм. Давление измерялось образцовыми манометрами 3. На участке на расстоянии 0,6 м имелись два отборника статического давления 13. Перепад давления измерялся с помощью батареи дифференциальных манометров ДТ-50, рабочей жидкостью в которых служил бромформ (удельный вес 2889 кг/м³).

На стенде предусмотрены условия для создания поперечных внешних вибраций, которые измерялись с помощью вибродатчика 14 и виброизмерителя 15. Вибрация рабочего участка осуществлялась на вибрационном

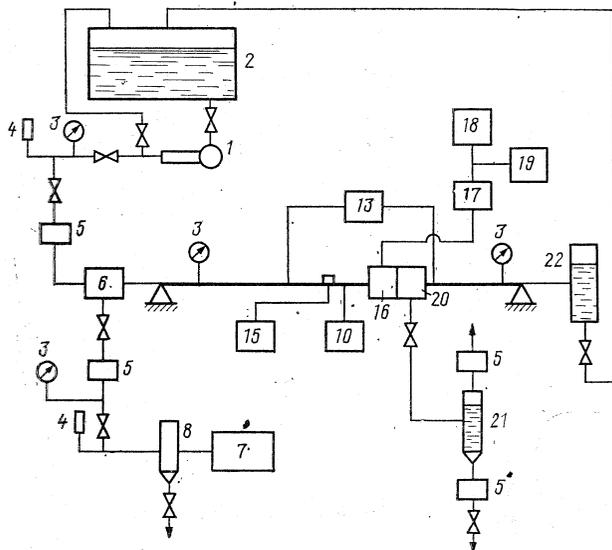


Рис. 1

электродинамическом стенде ВЭДС-100 10, стол которого был жестко связан с серединой трубопровода.

Расход жидкости в пленке измерялся путем отбора жидкости через имитатор пористой вставки, представляющий собой цилиндр с большим числом отверстий диаметром 0,8 мм и выполненный как часть экспериментального участка 20. Длина имитатора пористой вставки составляла 40 мм. Отобранная жидкость с некоторым количеством воздуха попадала в сепаратор 21, на выходах которого с помощью ротаметров измерялись расходы отсепарированных фаз. При изменении перепада давления между сепаратором и экспериментальным участком изменялся расход отобранной воды через пористую вставку. Далее строилась зависимость расхода отобранной воды m_l от расхода отобранного воздуха m_g при постоянном уровне воды в сепараторе. За расход жидкости в пленке принимался расход, который получался при экстраполяции линейного участка зависимости $m_l=f(m_g)$ до оси ординат и соответствовал $m_g=0$. Такая методика успешно использовалась в [1, 2].

Перед началом систематических измерений проводились эксперименты по идентификации режимов течения с помощью датчика проводимости 16 и визуально через прозрачный участок длиной 100 мм. Полученные данные достаточно хорошо согласуются с границей дисперсно-кольцевого режима течения по карте работы [3].

Датчик проводимости представлял собой два электрода диаметром 1 мм из нихромовой проволоки, расположенные на расстоянии 4 мм друг от друга и заделанные заподлицо со стенкой канала. Изоляция электродов обеспечивалась стенками трубы, часть которой в месте расположения датчика проводимости изготовлялась из оргстекла. Датчик включался в диагональ моста сконструированного измерительного прибора 17. Мостовая схема питалась переменным током частотой 5 кГц. Выходной сигнал, снимаемый с измерительного прибора, подавался на шлейфовый осциллограф 18 или магнитограф 19.

Эксперименты проводились при давлениях $p=0,3; 0,4; 0,5$ МПа, диапазон изменения удельного массового расхода составлял $\rho W=250-1500$ кг/($m^2 \cdot c$); скорость воздуха v_g менялась от 15 до 60 м/с, а скорость подачи воды в смеситель v_l — от 0,05 до 1,5 м/с. При этом массовое расходное газосодержание $0,03 < x < 0,85$, а истинное объемное газосодержание $0,8 < \alpha < 0,99$. Диапазон частоты вибрационного воздействия составлял $f=30-70$ Гц, а выброскорости $a\omega=0,2-0,8$ м/с (a — амплитуда, $\omega=2\pi f$ — круговая частота).

Рассмотрим некоторые результаты, полученные в режиме без вибраций. На рис. 2 показана зависимость $x_2=f(x_1)$ для $p=0,3$ МПа и

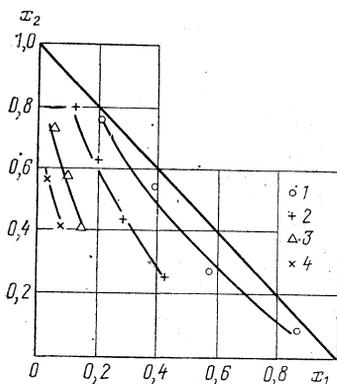


Рис. 2

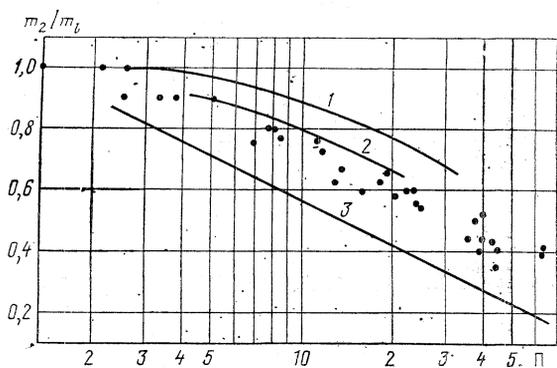


Рис. 3

$\rho W = \text{idem} \left(x_i = m_i / \sum_{i=1}^3 m_i \right)$. Можно видеть, что относительный расход

жидкости в пленке x_2 существенно зависит от ρW и с ростом ρW падает (x_1 — относительный расход воздуха). Так как $x_1 + x_2 + x_3 = 1$, то относительный расход жидкости в ядре потока x_3 можно определить графически из рис. 2 как разность ординат предельной прямой $(1 - x_1)$ и кривой $x_2 = f(x_1)$. Так, например, при $\rho W = 250 \text{ кг}/(\text{м}^2 \cdot \text{с})$ (точки 1) и $x_1 = 0,2$, $x_2 \approx 0,8$, $x_3 \approx 0,0$, т. е. вся жидкость практически находится в пленке. Но уже при $\rho W = 500 \text{ кг}/(\text{м}^2 \cdot \text{с})$ (точки 2) количество жидкости в ядре потока увеличивается и при $x_1 = 0,2$, $x_3 = 0,2$, а доля жидкости в пленке уменьшается до $x_2 = 0,6$. Точки 3, 4 относятся соответственно к $\rho W = 1000$ и $1500 \text{ кг}/(\text{м}^2 \cdot \text{с})$.

Для сравнения с опытными данными других авторов на рис. 3 в безразмерных координатах, использованных в [4], представлены экспериментальные точки, характеризующие относительный расход жидкости в пленке m_2/m_1 в зависимости от комплекса

$$\Pi = \frac{\rho_{gc}}{\rho_l} \left(\frac{v_g \mu_l}{\sigma} \right)^2 \cdot 10^4,$$

где ρ_{gc} — приведенная плотность газового ядра, определяемая соотношением

$$\rho_{gc} = (m_1 + m_3) / \left[\frac{m_1}{\rho_1} + \frac{m_3}{\rho_3} \right] \approx \rho_1 \left(1 + \frac{m_3}{m_1} \right) \text{ при } \rho_1 \gg \rho_3,$$

ρ_1, ρ_3 — плотности газа и капель; $\rho_3 = \rho_l$; σ, μ_l — коэффициенты поверхностного натяжения и вязкости жидкости.

Из рис. 3 видно, что экспериментальные точки зависят от диаметра трубы, т. е. для данных скоростей газа и физических свойств доля жидкости в ядре потока возрастает с увеличением диаметра трубы от 9,5 до 31,7 мм (точки 1 — диаметр 9,5 мм [5], 2 — 13 [1], 3 — 31,7 [6], 4 — 12, данная работа). Наши экспериментальные данные хорошо коррелируют с данными других авторов, особенно с данными для $D = 13$ мм [1].

Анализ полученных экспериментальных данных показал, что результаты по расходу жидкости в пленке во всем диапазоне изменения режимных параметров хорошо обобщаются зависимостью, аналогичной предложенной в [7]

$$\frac{m_2}{m_1} = 3,8 \left[\rho_1 \left(1 + \frac{m_3}{m_1} \right) v_g^2 \right]^{-0,2}. \quad (1)$$

Несмотря на большой диапазон изменения режимных параметров, подавляющее большинство (90%) рассчитанных по формулам (1) расходов жидкости в пленке отличались от экспериментальных не более чем на $\pm 15\%$.

В данной работе измерялись также общий перепад давления и толщина пленки. Потери давления в дисперсно-кольцевом (дисперсно-пленоч-

ном) потоке существенно зависят от распределения жидкости между ядром потока и пленкой, а также от силы трения между ядром и пленкой. Общий перепад давления на некотором участке трубы в горизонтальном канале определяется потерями на трение, которые зависят от трения на стенках канала, а также образованием и ускорением капель жидкости, волнообразованием и обтеканием волновой поверхности пленки газовой фазой.

Эксперименты показали, что с увеличением скорости газа v_g перепад давления возрастает, а расходы жидкости в пленке и среднегеометрические толщины пленки уменьшаются. Этот факт можно объяснить тем, что с увеличением скорости газа срыв капель с поверхности пленки становится более интенсивным, т. е. рост перепада давления происходит за счет образования и ускорения дополнительных капель жидкости.

Анализ опытных точек свидетельствует о том, что наибольшее влияние на измеряемые гидродинамические параметры оказывает амплитуда вибраций (или виброскорость). В то же время влияние частоты внешних вибраций носит неоднозначный характер.

На рис. 4 представлены опытные точки, полученные при $p=0,3$ МПа, $\rho W=1500$ кг/(м²·с), $m=0,17$ кг/с и $m_i=0,163$ кг/с, в координатах m_2/m_2^0 (m_2^0 — расход жидкости в пленке в отсутствие вибраций рабочего участка) и амплитуды a/R при разных частотах (точки 1 — 30 Гц, 2 — 40, 3 — 50).

Видно, что с увеличением амплитуды вибраций расход жидкости в пленке убывает. Причем можно отметить, что наиболее существенное влияние происходит в ограниченном сверху и снизу диапазоне частот f , что, по-видимому, связано с резонансными эффектами в жидкой пристенной пленке газожидкостного дисперсно-пленочного потока. Это видно и из рис. 5, где приведена зависимость расхода жидкости в пленке от частоты при разных амплитудах вибраций (точки 1 — $a/R=0,106$; 2 — 0,176; 3 — 0,264; 4 — 0,352; 5 — 0,528). Такой вид зависимости характерен для большинства экспериментальных точек.

Анализ экспериментальных данных и размерностей показал, что значение частоты, при которой происходит наибольшее влияние вибраций на характер течения, например, на m_2 , может быть получено из выражения

$$f_* = 125 \sqrt{\frac{g}{\rho_i \sigma} \frac{\mu_i}{\delta} \frac{v_2}{v_g}}, \quad (2)$$

где δ — толщина жидкой пленки. Опытные данные описываются (2) с погрешностью $\pm 20\%$. В условиях данного эксперимента $f_* = 20-30$ Гц.

Параметры вибрационного воздействия влияют на перепад давления в рабочем участке. С увеличением амплитуды вибраций потери давления возрастают, а с увеличением частоты наблюдается не столь интенсивный рост перепада давлений.

Из анализа данных, приведенных на рис. 4, 5, можно заметить, что чем больше относительный перепад давления $\Delta p/\Delta p^0$ отличается от единицы, тем больше и относительный расход жидкости в пленке m_2/m_2^0 отличается от единицы.

Рост перепада давления за счет вибраций может происходить как при увеличении расхода жидкости в пленке (большая толщина пленки), так и при уменьшении. В первом случае рост давления определяется увеличением волновой поверхности пленки из-за дополнительного осаждения жидкости из внешнего потока, во втором случае — дополнительным срывом капель с поверхности, которые нужно разогнать.

Силовое взаимодействие между составляющими дисперсно-кольцевого потока. Запишем, следуя [8], уравнения импульсов ядра потока и всей смеси в стабилизированном $dv_1/dz = dv_2/dz = dv_3/dz = 0$ стационарном потоке

$$F_{12} = -S_1 \frac{dp}{dz} - J(v_1 - v_{2g}), \quad F_w = -S \frac{dp}{dz}, \quad (3)$$

где F_{12} — сила трения между газовым ядром и пленкой; F_w — сила трения о стенку трубы; $S_1 = \pi(R - \delta)^2$, J — интенсивность массообмена между ядром

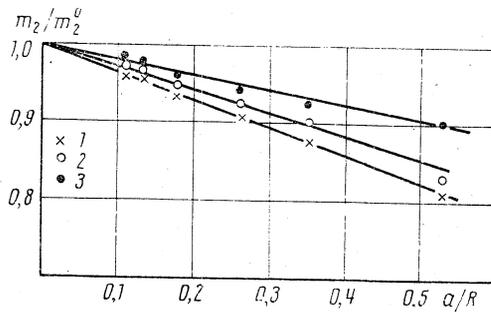


Рис. 4

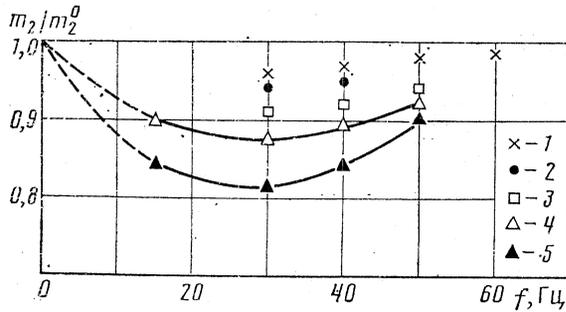


Рис. 5

и пленкой; $v_{2\sigma}$ — скорость на поверхности жидкой пленки.

Причем

$$F_{12} = 2\pi(R-\delta)\tau_{12}, \quad \tau_{12} = \frac{1}{2}c_{12}\rho_g(v_1 - v_{2\sigma})^2, \quad (4)$$

$$F_w = 2\pi R\tau_w, \quad \tau_w = \frac{1}{2}c_w\rho_l v_2^2,$$

где c_{12} и c_w — коэффициенты трения между газовым ядром и пленкой и на стенке трубы.

Полагая, что при ламинарном течении профиль скорости в пленке параболический, а при турбулентном — степенной с показателем $1/7$, для коэффициента трения пленки о стенку можно получить соотношения

$$c_w = 4/\text{Re}_2 \quad \text{для } \text{Re}_2 < 400, \quad (5)$$

$$c_w = 0,057/\text{Re}_2^{0,25} \quad \text{для } \text{Re}_2 \geq 400 \left(\text{Re}_2 = \frac{m_2}{\pi D \mu_l} \right).$$

Таким образом, по измеренным значениям m_2 и Δp можно вычислить из (3), (5) F_w и Re_2 , а также c_w . Зная c_w , можно вычислить «приведенную» толщину пленки $\delta_{\Delta p}$ (приведенную к измеренному перепаду давления и закону Блаузиуса (5))

$$\delta_{\Delta p} = \frac{m_2}{\pi D v_2 \rho_l}, \quad v_2 = \sqrt{\frac{2F_w}{\pi D \rho_l c_w}}. \quad (6)$$

Значения $\delta_{\Delta p}$ практически совпадают с измеренными среднегеометрическими толщинами турбулентных пленок, несмотря на то, что высота гребней в несколько раз превышает среднегеометрическую толщину пленки.

Рассмотрим взаимодействие между газочапельным ядром и пристенной жидкой пленкой. Полный коэффициент сопротивления c_{12}^0 можно представить в виде суммы двух слагаемых: коэффициента трения за счет «шероховатости» жидкой пленки c_δ [8] и коэффициента сопротивления за счет массообменных процессов c_J . Из уравнений (3), (4) можно получить

$$c_{12}^0 = c_\delta^0 + c_J^0, \quad c_{12}^0 = \frac{-S_1(dp/dz)^0}{\pi R_l \rho_g (v_1^0 - v_{2\sigma}^0)^2}, \quad (7)$$

$$c_\delta^0 = 0,005 + 0,84(\delta/R)^{1,4},$$

$$c_{J^0} = \frac{J}{\pi R_1 \rho_g (v_1^0 - v_{2\sigma}^0)}.$$

Таким образом, измерив в эксперименте $\Delta p/\Delta z$, m_1 , m_2 , m_i , можно определить F_w , Re_2 , c_w , v_2 и $\delta_{\Delta p}$. Далее вычисляются скорости газа $v_1 = m_1/\rho_g S_1$ и скорость $v_{2\sigma} = 1,14v_2$, а используя эмпирическую формулу для J , полученную в [8], можно определить c_{12}^0 .

Рассчитать c_{12} при наличии внешних поперечных вибраций можно аналогичным образом, используя формулу

$$c_{12} = \frac{-S_1(dp/dz)}{\pi R_1 \rho_g (v_1 - v_{2\sigma})^2}. \quad (8)$$

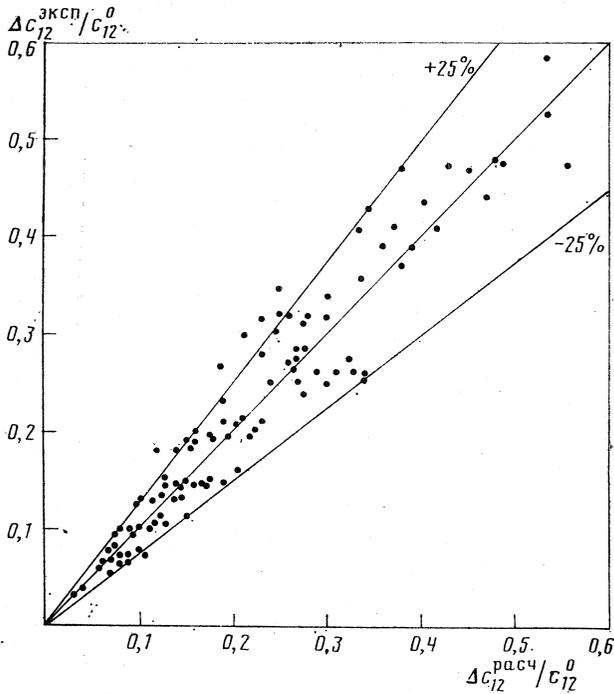


Рис. 6

Это дает возможность определить увеличение коэффициента сопротивления за счет вибраций

$$\Delta c_{12} = c_{12} - c_{12}^0, \quad c_{12}^* = \Delta c_{12}/c_{12}^0, \quad (9)$$

которое определяется по измеренным значениям m_2^0 и m_2 , δ^0 и δ ($\Delta p/\Delta z$)⁰ и ($\Delta p/\Delta z$).

Анализ и обобщение экспериментальных данных по расходам жидкости в пленке и толщинам пленки при вибрациях позволили получить для учета параметров вибраций следующие эмпирические зависимости:

$$m_2 = m_2^0 \left(1 - 0,7 \frac{AF^2}{1+F^4} \right), \quad \delta = \delta^0 \left(1 - 0,7 \frac{AF^2}{1+F^4} \right), \quad (10)$$

где $A = a/R$, $F = f/f_*$, а также

$$\frac{\Delta c_\delta}{c_\delta^0} = 1,3 \cdot 10^3 \frac{a\omega^2\delta}{(v_1 - v_{2\sigma})^2}. \quad (11)$$

Таким образом, зная m_1 , m_i , ρ_g и ρ_l , по соотношениям (1)–(7), (9)–(11) можно рассчитать приращение коэффициента сопротивления, вызванное внешними поперечными вибрациями $\Delta c_{12}^{\text{расч}}$. На рис. 6 показано сравнение $\Delta c_{12}^{\text{эксп}}/c_{12}^0$ и $\Delta c_{12}^{\text{расч}}/c_{12}^0$. Видно, что расхождение $\Delta c_{12}^{\text{расч}}/c_{12}^0$ и $\Delta c_{12}^{\text{эксп}}/c_{12}^0$

не превышает $\pm 25\%$, что свидетельствует о справедливости предложенной схемы учета влияния поперечных вибраций на гидравлическое сопротивление и расход жидкости в пленке.

ЛИТЕРАТУРА

1. *Нетунаев С. В.* // Газотермодинамика многофазных потоков в энергоустановках. Сб. научн. тр. Харьков: ХАИ, 1981. Вып. 4. С. 119.
2. *Нетунаев С. В., Нигматулин Б. И., Горюнова М. З.* // Теплоэнергетика. 1982. № 3. С. 61.
3. *Mandhane T. H., Gregory G. A., Aziz K. A.* // Int. J. Multiphase Flow. 1974. V. 1. N 4. P. 537.
4. *Paleev I. J., Fillippovich B. C.* // Int. J. Heat and Mass Transfer 1966. V. 9. P. 1089.
5. *Cousins L. B., Denton W. H., Hewitt G. F.* Liquid mass transfer in annular two-phase flow paper presented at the Symposium on two-phase flow. Exter. AERE-R N 4926. 1965. P. 21.
6. *Gill L. E., Hewitt G. F., Lacey P. M. C.* // Chem. Eng. Sci. 1962. V. 70. P. 71.
7. *Крушенок С. Д., Нигматулин Б. И., Плотников П. Н., Колодцев И. Х.* // Газотермодинамика многофазных потоков в энергоустановках. Сб. научн. тр. Харьков: ХАИ, 1986. С. 7.
8. *Нигматулин Р. И.* Динамика многофазных сред. М.: Наука, 1987. 359 с.

Институт машиноведения
им. А. А. Благонравова
АН СССР

Поступила в редакцию
18.07.90